



**Universidade de
Aveiro
2002**

Departamento de Engenharia Mecânica

**António Manuel de
Bastos Pereira**

Fractura de juntas coladas



**Universidade de
Aveiro
2002**

Departamento de Engenharia Mecânica

**António Manuel de
Bastos Pereira**

Fractura de Juntas coladas

dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Prof. Dr. Alfredo Balacó de Moraes, Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

o júri

presidente

Prof. Dr. José Joaquim de Almeida Grácio
Professor Associado com Agregação da Universidade de Aveiro

Prof. Dr. Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura
Professor Auxiliar da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Prof. Dr. Alfredo Manuel Balacó de Moraes
Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro (Orientador)

agradecimentos

Ao meu orientador, Professor Doutor Alfredo Balacó de Moraes, com quem tive o privilégio de trabalhar, usufruindo do seu dotado instinto e sabedoria.

À Dina, pela colaboração neste trabalho.

À Nélia, à Catarina e ao Miguel , pelo apoio e por tudo quanto prescindiram para que este momento fosse possível.

resumo

As juntas coladas têm actualmente um vasto campo de aplicações, que vai desde a indústria das embalagens até à exigente indústria aeronáutica. No entanto, a inexistência de critérios de dimensionamento rigorosos constitui ainda um obstáculo importante à generalização de aplicações estruturais. O objectivo principal deste trabalho foi por isso avaliar os factores que mais influenciam a resistência de juntas coladas de sobreposição.

Para tal, foram realizados diversos ensaios de juntas de chapas de aço inoxidável, coladas com dois adesivos epoxídicos e com um adesivo acrílico. O programa de trabalho incluiu ensaios de fractura de modo I “Double Cantilever Beam”, ensaios de tracção de juntas de sobreposição simples, bem como ensaios de juntas de sobreposição dupla à tracção e à compressão. A espessura das chapas e os comprimentos de sobreposição foram variáveis e, em alguns casos, foram criados deliberadamente defeitos nas extremidades dos provetes.

A comparação entre as simulações numéricas por Elementos Finitos e os resultados experimentais permitiu concluir que o nível de tensões de tracção nos bordos é o principal factor que afecta a resistência das juntas. Isto exige o desenvolvimento de critérios de rotura que tenham em conta a natureza local da resistência do adesivo, em virtude do pequeno volume de material sujeito às tensões críticas. Verificou-se também que, quando expressas em função do comprimento de sobreposição efectivo, descontado das fendas, as resistências eram geralmente pouco sensíveis à presença de defeitos.

abstract

Adhesive joints are nowadays widely used in fields ranging from packaging to aeronautics. Nevertheless, the absence of accurate failure criteria remains an important obstacle that often prevents the use of adhesive joints in structural applications. The main objective of the present work was to evaluate the most relevant factors that affect the strength of adhesive joints.

This work focused on stainless steel joints, bonded with two epoxy and one acrylic adhesives. The test programme included Mode I Double Cantilever Beam fracture tests, lap-shear tensile tests single-lap joints, as well as lap-shear tensile and compressive tests on double-lap joints. The adherend thickness and joint overlap lengths were varied, while, in some cases, defects were deliberately inserted near the bondline edges.

The comparison between Finite Element and experimental results showed that the strength of adhesive joints was essentially dependent on the level of near-the-edge peel stresses. Therefore, "in-situ" strength based criteria will be necessary to predict the strength of adhesive joints, because of the small volume of material under critical stresses. If expressed in terms of effective overlaps, the joint strengths were, in general, not significantly affected by the presence of near-the-edge defects.

ÍNDICE

Resumo	
1. Revisão do estado da arte	1
1.1. Aspectos gerais das ligações coladas	1
1.2. Caracterização dos adesivos	6
1.3. Resistência de juntas coladas de sobreposição	8
1.4. Conclusões	14
2. Procedimentos experimentais	15
2.1. Introdução	15
2.2. Materiais	16
2.3. Preparação de provetes e métodos de ensaio	18
2.3.1. Ensaio de fractura	18
2.3.2. Ensaio de juntas de sobreposição simples	24
2.3.3. Ensaio de juntas de sobreposição dupla	29
2.3.4. Ensaio de juntas topo-a-topo	34
3. Resultados experimentais e análise	38
3.1. Ensaio DCB	38
3.1.1. Efeito do estado da superfície e do tratamento de dados	38
3.1.2. Comparação dos diferentes adesivos	52
3.1.3. Análise do ensaio DCB	59
3.2. Ensaio ENF	63
3.3. Ensaio de resistência	65
3.3.1. Ensaio de juntas de sobreposição simples	65
3.3.2. Ensaio de juntas de sobreposição dupla	70
3.3.3. Ensaio de juntas topo a topo	72
3.3.4. Análise dos ensaios de resistência	73
4. Conclusões	83
Referências	86

CAPÍTULO 1

REVISÃO DO ESTADO DA ARTE

1.1. ASPECTOS GERAIS DAS LIGAÇÕES COLADAS

As juntas coladas têm actualmente um vasto campo de aplicações, que vai desde a indústria das embalagens até à exigente indústria aeronáutica [A1,C1,D2,E1,G1,H1,K1,M1, Z1]. As características dos adesivos poliméricos ditos estruturais permitem a utilização crescente de juntas coladas primárias, isto é, de juntas cujo desempenho é crítico para a integridade da estrutura em que se inserem. Entre as principais vantagens das juntas coladas, podemos citar:

- a elevada resistência mecânica, se a junta for bem concebida;
- economia de peso e no número de peças em relação às ligações aparafusadas e rebitadas;
- minimização de problemas de corrosão, sobretudo nas ligações de materiais diferentes;
- capacidade de vedação e de isolamento térmico;
- amortecimento de vibrações, devido ao comportamento viscoelástico das colas;
- boa resistência à fadiga, para a qual contribuem fortemente a ausência de furos e do respectivo efeito de concentração de tensões;
- boa aparência estética;

- o facto de serem frequentemente a opção mais económica.

As juntas coladas são particularmente interessantes para ligar materiais avançados de alta resistência, como é o caso dos compósitos de matriz polimérica [D2,E1,M1]. As ligações rebitadas e aparafusadas alternativas são muito menos eficientes do que nos materiais metálicos, devido à baixa ductilidade e à fraca resistência ao esmagamento dos compósitos.

As juntas coladas apresentam porém várias limitações:

- as dificuldades actuais no projecto rigoroso das juntas, que conduzem à adopção de métodos empíricos ou de processos de cálculo bastante conservadores;
- sensibilidade a cargas de clivagem;
- necessidade de procedimentos de limpeza e de preparação das superfícies;
- o tempo que pode ser necessário para desenvolver a resistência (tempo de cura nos termoendurecíveis);
- algumas dificuldades na inspecção;
- impossibilidade de desmontagem sem destruição da junta;
- sensibilidade à exposição ambiental (temperatura, humidade, radiação UV, etc.) e à fluência.

A figura 1.1-1 mostra os tipos principais de juntas coladas. As mais utilizadas são as juntas de sobreposição simples e de sobreposição dupla. As juntas em escada e em rampa têm elevado desempenho e aplicam-se sobretudo na aeronáutica para peças de materiais compósitos com uma espessura relativamente elevada (acima de 5 mm) [E1]. Os custos de fabrico destas juntas são bastante superiores aos custos das juntas de sobreposição.

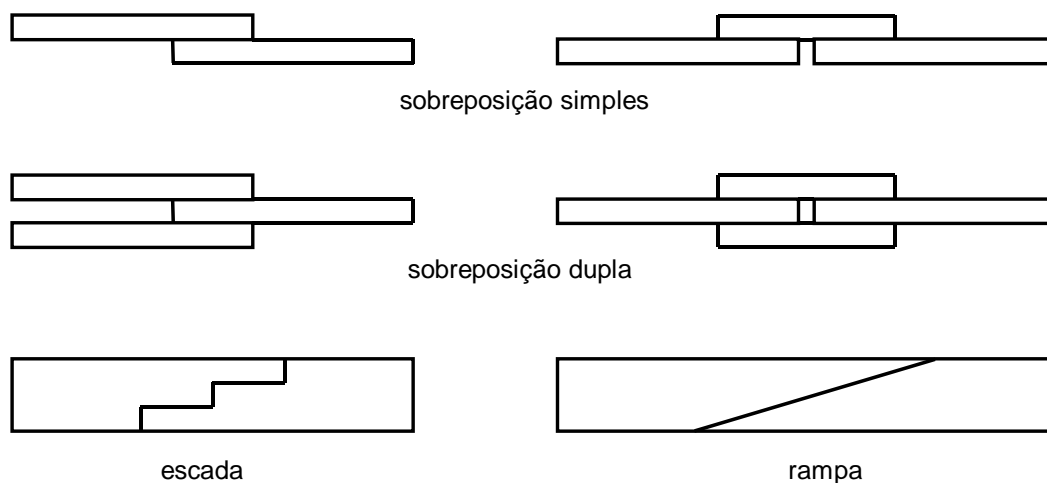


Figura 1.1-1: Os tipos mais comuns de juntas coladas

As juntas coladas podem ser solicitadas de 3 formas principais [A1,A2,E1] (figura 1.1-2):

a) clivagem; b) tracção; c) corte.

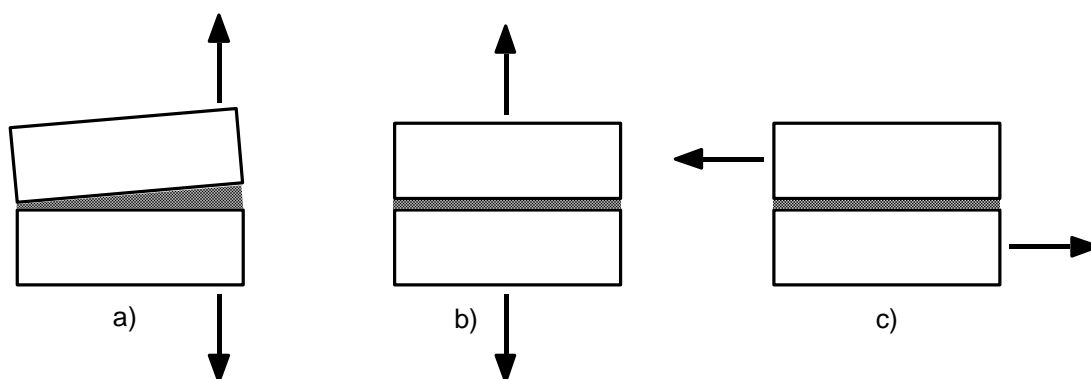


Figura 1.1-2: Modos de solicitação de juntas coladas.

Um princípio fundamental na concepção das ligações coladas é que o adesivo deve transmitir preferencialmente esforços de corte. As cargas de clivagem são altamente prejudiciais. As solicitações de tracção também são de evitar, pois desalinhamentos inevitáveis provocam esforços de clivagem. De salientar contudo que, nas juntas de sobreposição ao corte, há sempre tensões de clivagem localizadas.

A ruína da junta pode dar-se de 3 formas [A1,C2,D2,E1,K1]:

- rotura adesiva, isto é, por descolamento numa das interfaces aderente/adensivo;
- rotura coesiva do adesivo;
- ruína de um dos aderentes.

Uma das causas principais da rotura adesiva é a preparação inadequada das superfícies [C2,D2,K1]. A acção específica da preparação consiste normalmente em: a) aumentar a rugosidade das superfícies, de forma a promover o contacto mecânico com o adesivo; b) provocar alterações químicas que favoreçam a atracção electrostática ao nível atómico, através das forças de van der Waals. Os procedimentos dependem naturalmente dos materiais a ligar e são frequentemente objecto de normas, que estão particularmente bem estabelecidas para ligas de Al [C1-C3,D1,D2]. A primeira fase da preparação é a limpeza das superfícies, sobretudo a nível de desgorduramento, usando solventes, soluções detergentes, vapor de Tricloroetano (tóxico), ultrasons, etc. A rugosidade das superfícies pode ser aumentada aplicando papel abrasivo fino ou por projecção de granalha, sendo posteriormente necessário remover as partículas soltas. No caso dos metais, é recomendável efectuar um ataque químico com soluções apropriadas, ou mesmo tratamentos electroquímicos, como é o caso da anodização de ligas de Al. A aplicação de primários favorece a durabilidade da ligação.

Foram já apresentados diversos estudos acerca do efeito da preparação das superfícies no modo de rotura e na resistência das juntas coladas [C2,C3,D1,D2,M1,S1]. As conclusões, porém, nem sempre vão no mesmo sentido, quer quanto aos modos de rotura quer no que toca à classificação dos tratamentos de superfície. Em [D2] considera-se que a rotura interfacial se deve a procedimentos de colagem deficientes, nomeadamente à preparação inadequada ou à contaminação das superfícies. No entanto, quer em [C3], onde foi revista uma vastíssima quantidade de resultados experimentais de juntas coladas de Al, quer em [D1], verificaram-se casos de roturas interfaciais mesmo quando foram utilizados tratamentos sofisticados. As roturas interfaciais parecem inclusive ser bastante frequentes após a exposição mais ou menos prolongada a ambientes de temperatura e humidade

relativamente elevadas. Num estudo em larga escala promovido no Japão [I1], observaram-se frequentes roturas adesivas em juntas com aderentes de aço. Todavia, segundo [M2], há casos de rotura interfacial aparente nos quais métodos de análise mais sofisticados permitem verificar a presença de uma finíssima camada adesiva nas superfícies de fractura.

Outro factor que importa controlar é a espessura da camada adesiva, para a qual existe um intervalo óptimo, geralmente entre 0,1 e 0,3 mm [A1,K1,C1,E1]. A resistência da junta diminui acentuadamente com a espessura da camada adesiva acima de certos valores, devido à maior probabilidade da existência de defeitos. Por outro lado, espessuras demasiado finas aumentam consideravelmente o risco de falhas na camada adesiva. O controlo da espessura pode ser feito através dos dispositivos de fixação utilizados na operação de colagem. Noutros casos, podem ser adicionados ao adesivo pequenas esferas de vidro que garantem uma dada espessura. A utilização de adesivos sob a forma de filmes possibilita um melhor controlo da espessura da junta, se bem que com custos geralmente mais elevados.

Finalmente, a escolha adequada do adesivo é fulcral para o desempenho da junta [A1,K1,C1,E1,Z1]. Os adesivos estruturais são normalmente polímeros termoendurecíveis, uma vez que os termoplásticos são mais susceptíveis de fluência e de degradação de propriedades por exposição ambiental. Os tipos de adesivos mais comuns são os epóxidos, os poliuretanos, os acrílicos modificados e os cianocrilatos. Os adesivos epóxidos são os mais utilizados, dada a boa resistência química e o bom comportamento à fluência. É grande a variedade de formulações, relativamente frágeis de base, mas que se tornam muito dúcteis mediante a adição de partículas de borracha ou de termoplástico. A cura processa-se geralmente a temperaturas entre os 20 e os 120 °C, pelo que podem ser necessários meios de aquecimento. Os adesivos poliuretanos curam por reacção com humidade ambiente, têm excelente tenacidade e custo moderado. A resistência à exposição ambiental e à fluência são as principais limitações, que são partilhadas pelos adesivos acrílicos, ditos modificados, por serem derivados de formulações termoplásticas. Estes têm contudo boa resistência à clivagem, custo moderado e são menos exigentes na preparação das

superfícies. Os cianocrilatos curam rapidamente e têm boa resistência à clivagem, mas a durabilidade das ligações é relativamente baixa.

1.2. CARACTERIZAÇÃO DOS ADESIVOS

A caracterização do comportamento dos adesivos é algo delicada. Na realidade, os ensaios mais vulgarizados de juntas coladas não fornecem directamente propriedades mecânicas dos adesivos, tendo sobretudo um valor comparativo ou de controlo de qualidade. Estão claramente nesta categoria os ensaios de clivagem. As figuras 1.2.1-a e b representam os dois provetes mais comuns, especificados pelas normas ASTM D 1876 e ASTM D 3762, respectivamente. No primeiro caso, é medida a força necessária para romper progressivamente a junta, enquanto no segundo ensaio se mede normalmente o avanço da fenda na junta relativamente à posição da cunha. Estes ensaios apenas permitem comparar adesivos e/ou técnicas de preparação de superfícies, bem como avaliar o efeito da exposição ambiental.

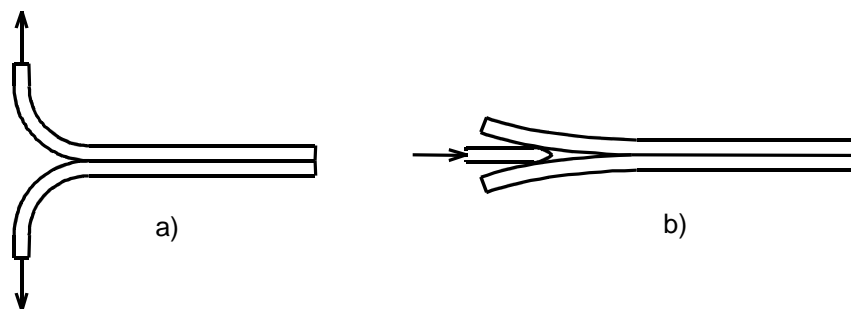


Figura 1.2-1: Ensaios de clivagem de juntas coladas: a) ASTM D1876; b) ASTM D3762

Está também bastante divulgado o ensaio de corte de juntas de sobreposição simples. A figura 1.2-2 mostra esquematicamente o provete da norma ASTM D 1002 para metais.

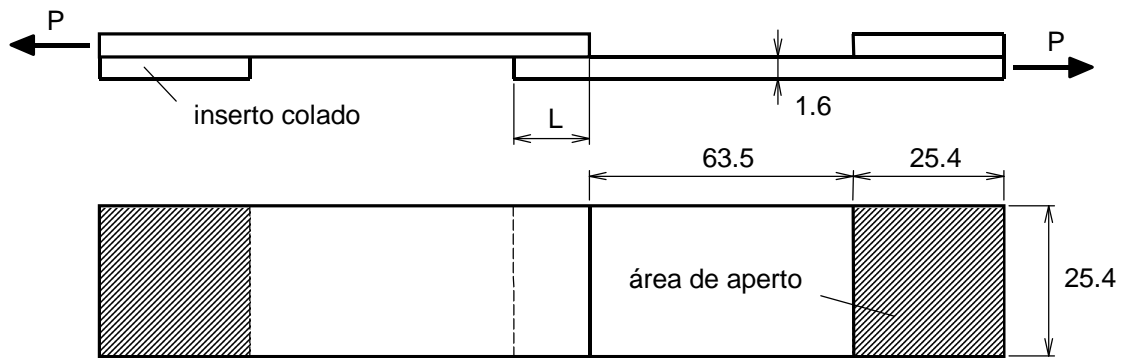


Figura 1.2-2: Provete da norma ASTM D 1002.

O comprimento de sobreposição L é determinado de forma a que não haja cedência dos aderentes antes da rotura da junta, uma vez que se pretende medir a tensão de rotura ao corte média do adesivo. Mais uma vez, este ensaio tem apenas valor comparativo, pois não permite medir a verdadeira resistência ao corte do adesivo [A1,A2,H2]. De facto, a distribuição da tensão de corte ao longo de L não é uniforme (figura 1.2-3). Por outro lado, a excentricidade da carga provoca flexão dos aderentes (figura 1.2-4) e tensões de clivagem nas extremidades da ligação.

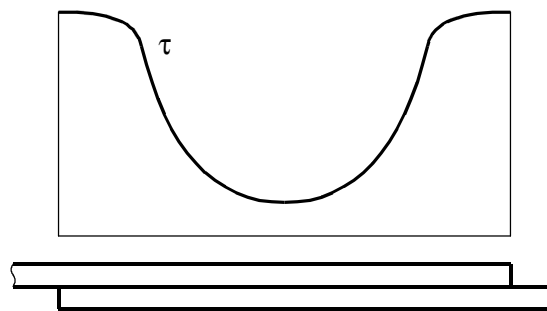


Figura 1.2-3: Distribuição de tensões de corte numa junta de sobreposição.

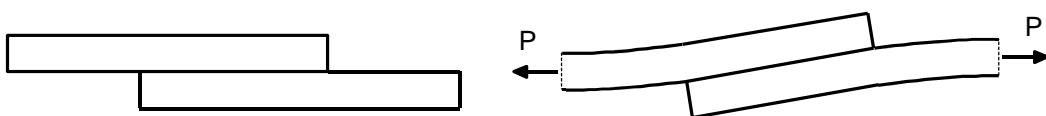


Figura 1.2-4: Efeito de flexão numa junta de sobreposição simples.

Os ensaios que permitem obter as propriedades mecânicas dos adesivos são mais complexos. A resistência ao corte pode ser obtida do ensaio dito de "aderentes espessos" (ASTM D 5656). Trata-se novamente de uma junta de sobreposição simples com aderentes de 9,5 mm de espessura de forma a minimizar deformações de flexão e tensões de clivagem. O comprimento de sobreposição L é proporcionalmente pequeno (9,5 mm), para que a distribuição da tensão de corte seja aproximadamente uniforme. A utilização de um extensómetro permite também obter o módulo de corte do adesivo G_a . Mais complexo mas potencialmente mais rigoroso é o ensaio "Napkin ring" (ASTM E 229), de torção de cilindros unidos por juntas anelares finas. Segundo Adams [A2], as juntas topo-a-topo de cilindros são inadequadas para medir a tensão de rotura à tracção do adesivo, devido à sensibilidade aos desalinhamentos e às diferentes contracções radiais aderentes/adesivo, que originam concentração de tensões no bordo. Utilizam-se portanto provetes maciços, que se obtêm vazando adesivo em moldes apropriados. Nos ensaios de tracção, podem medir-se o módulo de Young (E_a), o coeficiente de Poisson (ν_a) e a tensão de rotura à tracção do adesivo (σ_{ua}). Dadas as dificuldades nos ensaios de corte, utilizam-se frequentemente estes resultados para obter o módulo de corte $G_a = E_a/2/(1 + \nu_a)$ e a tensão de rotura ao corte através do critério de von Mises $\tau_{ua} = 0,577\sigma_{ua}$. Na realidade, é questionável a representatividade dos provetes, muito mais espessos do que a camada adesiva e produzidos em condições diferentes, geralmente problemáticas, face ao sobreaquecimento resultante da cura exotérmica e ao aprisionamento de bolhas de ar [A2,I1].

1.3. RESISTÊNCIA DE JUNTAS COLADAS DE SOBREPOSIÇÃO

Subsistem actualmente dificuldades importantes no dimensionamento de juntas coladas [A2,A3,D2,E1,W1]. Na análise de tensões, há uma singularidade na interface aderente/adesivo que dificulta a utilização das tensões obtidas com os modelos de Elementos Finitos (EF). Por conseguinte, recorre-se normalmente a análises simplificadas

que, apesar das inevitáveis limitações, não deixam de ser recomendadas por códigos de projecto [E1]. Estas análises aplicam-se sobretudo a juntas com aderentes à tracção (figura 1.3-1)

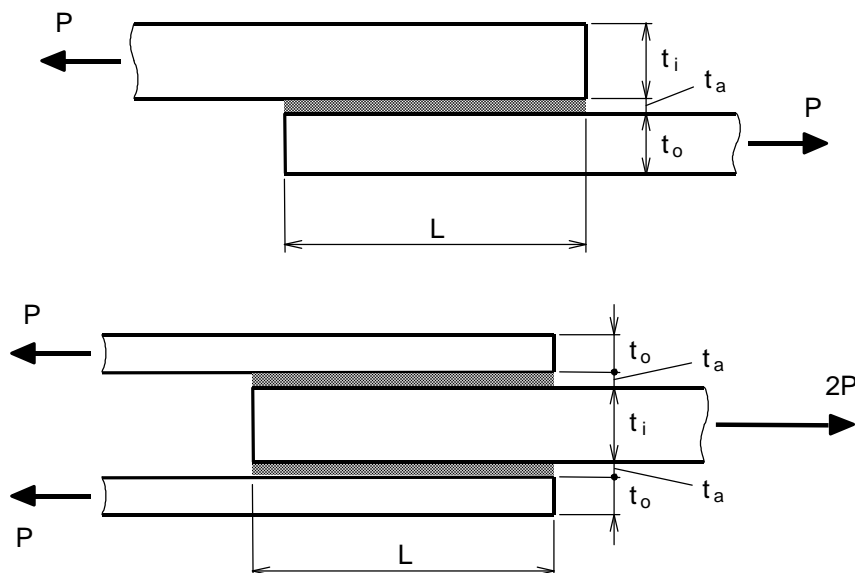


Figura 1.3-1: Juntas de sobreposição à tracção.

A análise mais conhecida é a de Goland-Reissner [G2], que tem em conta o efeito de flexão na junta de sobreposição simples, mas que é claramente irrealista ao admitir comportamento linear elástico para o adesivo [A2,E1]. Ao invés, a análise de Hart-Smith [H2] considera a plastificação do adesivo através de uma aproximação elasto-perfeitamente plástica (figura 1.3-2).

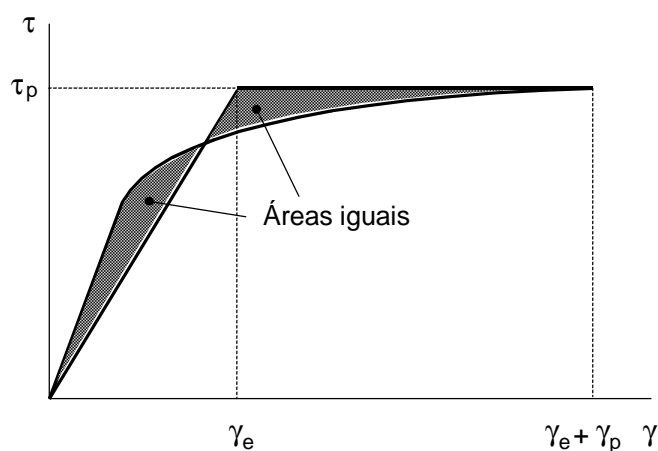


Figura 1.3-2: Aproximação de Hart-Smith ao comportamento do adesivo.

Em qualquer dos casos, o parâmetro fundamental de dimensionamento é o comprimento de sobreposição L . Este deve ser suficiente para evitar que a rotura se deva às tensões de clivagem e que a tensão de corte média seja demasiado elevada, promovendo deformações de fluência excessivas. No entanto, a partir de um certo valor, não há vantagem em aumentar L , pois penaliza a junta em termos de peso sem quaisquer ganhos na resistência da junta. Nesta fase, a dificuldade reside na ausência de um critério de rotura suficientemente rigoroso. Hart-Smith [H2] verificou que, a curto prazo, as juntas podem atingir cargas de rotura próximas do menor dos seguintes valores:

$$P_1 = \sqrt{2\tau_p t_a \left(\frac{\gamma_e}{2} + \gamma_p \right) E_i t_i \left(1 + \frac{E_i t_i}{E_o t_o} \right)} \quad (1.3-1)$$

$$P_2 = \sqrt{2\tau_p t_a \left(\frac{\gamma_e}{2} + \gamma_p \right) E_o t_o \left(1 + \frac{E_o t_o}{E_i t_i} \right)} \quad (1.3-2)$$

para juntas de sobreposição simples e

$$P_1 = 2\sqrt{\tau_p t_a \left(\frac{\gamma_e}{2} + \gamma_p \right) E_i t_i \left(1 + \frac{2E_i t_i}{E_o t_o} \right)} \quad (1.3-3)$$

$$P_2 = 2\sqrt{\tau_p t_a \left(\frac{\gamma_e}{2} + \gamma_p \right) 2E_o t_o \left(1 + \frac{E_o t_o}{2E_i t_i} \right)} \quad (1.3-4)$$

para juntas de sobreposição dupla. No entanto, dadas as incertezas, a filosofia de projecto visa sobretudo garantir a durabilidade da junta e a resistência à fluência. Hart-Smith [H2] sugere que as zonas plásticas nas extremidades da junta (figura 1.3-3) sejam dimensionadas para suportar integralmente a carga aplicada, enquanto a zona elástica interior fica de

reserva para conferir à junta resistência à fadiga e à fluência. O seu comprimento (L_e) deve ser tal que a tensão de corte mínima seja 10 % de τ_p .

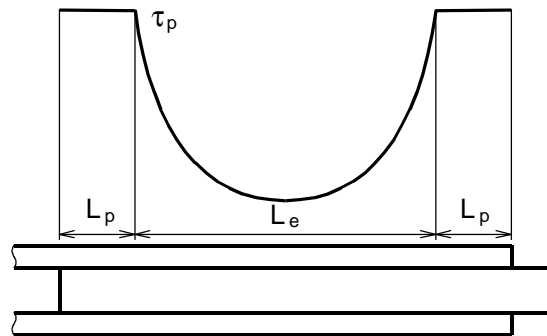


Figura 1.3-3: Variáveis para dimensionamento de juntas de sobreposição.

A análise de Hart-Smith tem servido de base à preferência por adesivos dúcteis, pois a maior deformação à rotura γ_p resulta numa maior resistência da junta. Há contudo diversos resultados experimentais que não confirmam o melhor desempenho dos adesivos dúcteis [I1]. Adams [A2] também levanta várias objecções a esta análise, alegando que:

- ignora o papel das tensões de clivagem;
- se baseia numa análise de tensões demasiado simplista;
- despreza o efeito do reforço (figura 1.3-4) que decorre naturalmente do fluxo de adesivo na operação de colagem.

Segundo Adams, a superfície de fractura da junta tem geralmente o aspecto esquematizado na figura 1.3-4, pelo que é necessário ter em conta o “filete” de reforço e as tensões normais que, em conjunto com as tensões de corte, provocam a rotura local numa direcção oblíqua. A complexidade do estado de tensão exige por isso modelos de EF. De forma a contornar o problema da singularidade, Adams [A2] sugere que, em vez de aresta viva, se considere um raio de curvatura no bordo do aderente, e propõe um critério de rotura baseado na deformação principal máxima.

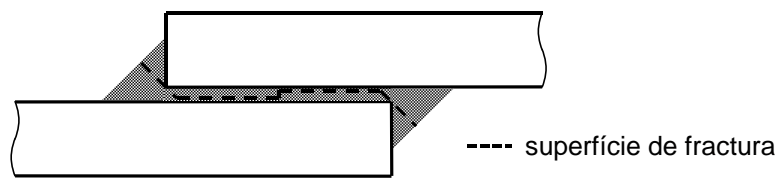


Figura 1.3-4: Reforço de colagem no bordo e representação da linha de fractura.

O problema desta abordagem é que os resultados se tornam sensíveis à curvatura admitida no bordo do aderente [T1]. Towse et al [T1] sugeriram um critério de rotura baseado no efeito de tamanho, traduzido por uma distribuição de Weibul. Estes autores argumentam que o volume de material sujeito a tensões elevadas, onde se inicia a rotura, é de tal maneira pequeno, que a resistência local é muito superior à resistência medida num ensaio de tracção do adesivo. Este critério é menos sensível à geometria local admitida, mas cria obviamente o problema da determinação dos parâmetros apropriados da distribuição de Weibul, ou mesmo se esta é de todo aplicável.

Outro tipo de abordagem ao problema da previsão da rotura de juntas coladas, consiste na aplicação da Mecânica da Fractura (MF) [C4,F1-F3,I2,P1,P2,R1,W1]. Fernlund et al [F1-F3,P1] realizaram vários estudos acerca da aplicabilidade da MF a ligações coladas com aderentes de Al. Além dos ensaios de fractura mais conhecidos: o “Double Cantilever Beam” (DCB), de modo I, e o “End Notched Flexure” (ENF), de modo II, esquematicamente representados na figura 1.3-5, os referidos autores desenvolveram ainda um ensaio de modo-misto [F2].

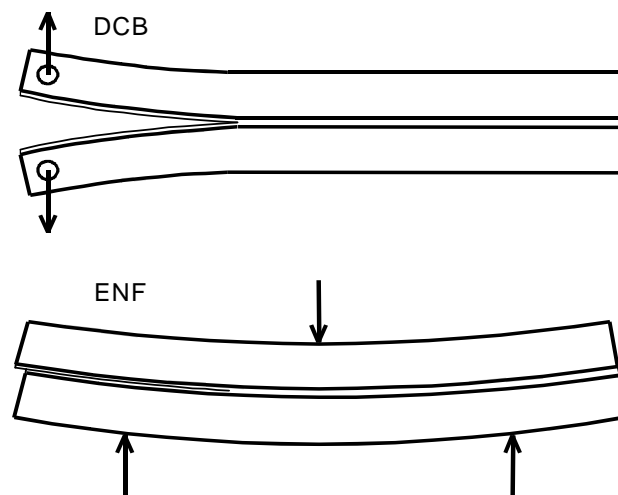


Figura 1.3-5: Ensaio DCB e ENF.

Os referidos autores [F1-F3,P1] obtiveram um critério de rotura expresso em função das taxas críticas de libertação de energia G_{Ic} e G_{IIc} , bem como da percentagem dos modos de solicitação. Esse critério foi depois aplicado à previsão da rotura de juntas de sobreposição, tendo os autores reportado boa concordância com os valores experimentais [F2,F3], mesmo quando não foi criada uma fenda inicial na junta. Concluíram também que, ao contrário do que é preconizado por Adams [A1,A2,T1], a presença do excesso de cola na extremidade da junta (figura 1.3-4) praticamente não influenciava a carga de rotura. A fenda começava por formar-se nesse excesso de cola, e só depois de alguma propagação é que ocorria o colapso da junta.

Apesar deste aparente sucesso, podem ser apontadas várias objecções à abordagem de Fernlund et al [F1-F3,P1]. Na realidade, eles utilizaram sempre comprimentos de sobreposição elevados, maiores que 140 mm, e aderentes de Al bastante espessos, em geral entre 6.27 e 12.54 mm. Tais dimensões não são representativas das aplicações práticas, e afectam os modos de rotura observados, por exemplo, verifica-se geralmente que a rotura das juntas é relativamente brusca [A1,A2,T1]. Além disso, houve problemas nos próprios ensaios de fractura, quando, em vez do adesivo bastante frágil, os referidos autores utilizaram um adesivo dúctil. Neste caso forma-se uma extensa zona de plasticidade e de microfendas, o que torna difícil definir a posição exacta da fenda. Isto afecta obviamente a

fiabilidade dos G_c medidos, e coloca mesmo em causa a aplicabilidade da MF linear elástica. Esta opinião é corroborada por Chai [C4,C5], que realizou estudos detalhados do processo de fractura no ensaio ENF de adesivos frágeis e dúcteis. De facto, Chai verificou que o processo de cedência plástica do adesivo e de formação de microfendas se iniciava muito antes da propagação instável. Em [C5], conseguiu mesmo obter boa concordância entre medições locais da deformação de rotura ao corte nos ensaios ENF e nos ensaios “Napkin ring”, tendo avançado uma relação entre aquela e os G_{IIC} medidos. Chai deparou-se também com outras dificuldades nos ensaios ENF [C4]. O valor muito elevado de G_{IIC} dos adesivos dúcteis obrigou à utilização de aços de muito alta resistência (tensão de cedência de 1500 MPa) de modo a evitar cedência dos aderentes antes da propagação da fenda. Por outro lado, as microfendas formaram-se a 45° com a direcção da pré-fenda, acabando por se unir nas duas interfaces. A rotura foi portanto parcialmente interfacial, o que implica que as medições dependeram do aderente utilizado. Como a orientação das fendas observadas é segundo a tensão principal máxima, o modo de rotura é localmente modo I, facto em que se baseia um número considerável de autores para negar a relevância prática do modo II [O1]. Há também estudos que indicam que, em grande parte dos polímeros, não existe verdadeiramente uma rotura ao corte ao nível microscópico [P3].

1.4. CONCLUSÕES

Da revisão bibliográfica realizada, é evidente que há ainda muitos aspectos a esclarecer em relação ao desempenho estrutural das juntas coladas. Destacamos aqui três questões fundamentais:

- a relevância da descoesão interfacial como modo de rotura de juntas coladas;
- a caracterização dos adesivos, no sentido de obter propriedades que permitam a sua selecção para aplicações estruturais;
- a melhor abordagem de previsão da rotura da junta: a MF ou critérios baseados em tensões/deformações máximas.

O trabalho que é aqui apresentado procurou dar algumas respostas a estas questões.

CAPÍTULO 2

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

2.1. INTRODUÇÃO

O programa experimental tinha os seguintes objectivos principais:

- caracterizar os modos de rotura de juntas coladas de vários tipos, divididos nos casos extremos de rotura puramente coesiva e de rotura puramente interfacial;
- concluir acerca dos factores que mais influenciam a resistência de juntas coladas de sobreposição, e, consequentemente, dos processos de dimensionamento mais adequados.

Para tal, foram realizados os seguintes tipos de ensaios:

- ensaios de fractura DCB e ENF, para caracterização da tenacidade do adesivo ou da interface adesivo/aderente.
- ensaios de juntas de sobreposição com variações em diversos parâmetros: sobreposição simples e dupla; espessura das chapas ligadas e cargas de tracção e de compressão.

Nos parágrafos que se seguem, são detalhadamente descritos as amostras e os procedimentos de ensaio utilizados.

2.2. MATERIAIS

O aço INOX AISI 304 foi escolhido para aderente, dado que é um aço de utilização corrente na indústria. Além disso, são ainda relativamente poucos os estudos sobre desempenho de juntas coladas de aço em geral, e de aço INOX em particular. Na preparação dos provetes foram utilizadas chapas laminadas de 1,5 mm, 9,4 mm e 9,6 mm de espessura, bem como varão de 40 mm de diâmetro. Foram realizados ensaios de tracção de provetes de modo a obter as propriedades mecânicas das chapas. Os resultados revelaram um módulo de Young $E = 190$ GPa e tensões de cedência e de rotura de 210 e 560 MPa, respectivamente.

Nos vários ensaios foram utilizados 3 adesivos, cujas designações e características básicas são as seguintes:

- Araldite Standard: é um adesivo epoxídico, de 2 componentes - resina e endurecedor - com ciclos de cura lentos à temperatura ambiente, ou mais rápidos mediante aquecimento. É um adesivo de fácil aplicação, dada a sua baixa viscosidade e o tempo para processamento relativamente elevado: cerca de 1 hora. No estudo apresentado, optou-se por um ciclo de cura de 3 horas a 90 °C.
- Loctite 3450: trata-se novamente de um adesivo epoxídico de 2 componentes, mas de cura rápida à temperatura ambiente desde que superior a 25 °C. A sua aplicação é mais difícil, em virtude da maior viscosidade e de um tempo para processamento relativamente baixo: 3 min a 25 °C. O ciclo de cura utilizado foi de 48 h à temperatura de 30 °C.

- Loctite 330: é um adesivo acrílico de 2 componentes - adesivo e activador - de cura muito rápida à temperatura ambiente. O tempo para processamento é de 1 min, sendo necessária a utilização de um torno para efectuar a colagem. Optou-se por um ciclo de cura de 48 h a 20 °C.

Em geral, as superfícies de laminagem dos aderentes foram apenas sujeitas a uma operação de limpeza e desengorduramento, com papel absorvente embebido com acetona ou com o produto Loctite 7063, tendo-se verificado que os resultados eram independentes do produto utilizado. No ensaio DCB, avaliou-se também o desempenho de outros tratamentos superfície, tendo-se ensaiado provetes com aderentes nos quais se aplicou previamente lixa de água de granulometria 220 ou 400, ou que foram sujeitos a uma operação de decapagem, por projecção de granalha de aço angular de 0,8 mm ao grau SA 2.5. Naturalmente, após a aplicação das lixas ou da decapagem, houve lugar a uma operação de limpeza e desengorduramento.

Os diferentes estados de superfície foram caracterizados quanto à rugosidade. Utilizando um rugosímetro Hommel Tester T1000, foi medida a rugosidade média aritmética Ra. A figura 2.2-1 mostra um perfil de rugosidade típico de uma superfície de laminagem, sendo os comprimentos de base e de palpagem de 2,5 e 15 mm, respectivamente. Os valores médios são resumidos na tabela 2.2-1.

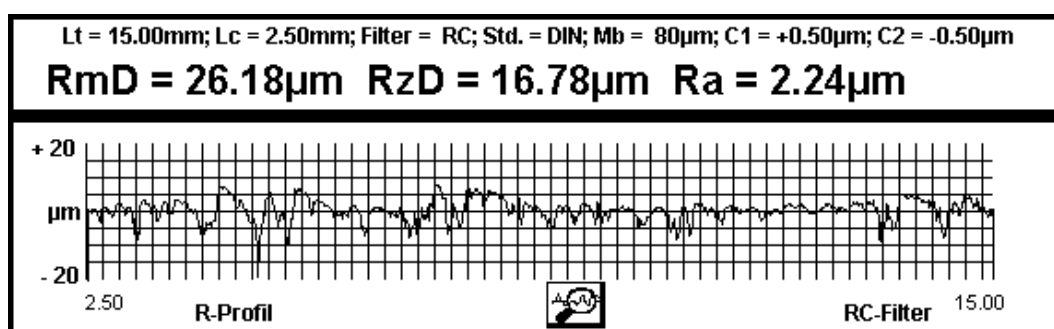


Figura 2.2-1: Exemplo típico de um perfil de rugosidade para uma superfície de laminagem.

Tabela 2.2-1: Valores de Ra para os diferentes estados de superfície.

	laminagem	Lixa 400	lixa 220	decapagem
$Ra[\mu m]$	2,3	0,1	0,2	50

2.3. PREPARAÇÃO DE PROVETES E MÉTODOS DE ENSAIO

A preparação dos provetes foi uma operação relativamente delicada, dada a necessidade de um controlo eficaz da espessura e de assegurar o alinhamento das chapas a ligar. Foi necessário recorrer a filmes desmoldantes de PTFE, placas auxiliares e a gabarits de fixação. A pressão de colagem foi conseguida através de pesos ou com o auxílio de tornos. Para evitar que, devido ao fluxo de cola em excesso, o provete ficasse colado aos gabarits, recorreu-se por vezes ao spray desmoldante Domax 520. Em geral, os excessos de cola foram removidos utilizando um X-ato. A espessura da camada adesiva foi sempre de 0,225 mm, tendo sido controlada por medições com microscópio óptico. Todos os ensaios foram realizados na máquina universal Shimadzu AG-50KNG a 1 mm/min.

Nos parágrafos que se seguem, são descritos em detalhe a geometria dos provetes e os procedimentos de preparação e de realização dos ensaios.

2.3.1. ENSAIOS DE FRACTURA

Para evitar a cedência dos aderentes durante os ensaios, foi utilizada chapa de 9,6 mm de espessura. Nos provetes para os ensaios DCB, foi criada uma fenda inicial de 80 mm de comprimento (figura 2.3-1) através de um filme desmoldante de PTFE. Os provetes foram

montados com auxílio de um gabarit esquadro (figura 2.3-2). A transferência de carga foi feita através de cavilhas e barras auxiliares (figura 2.3-3).

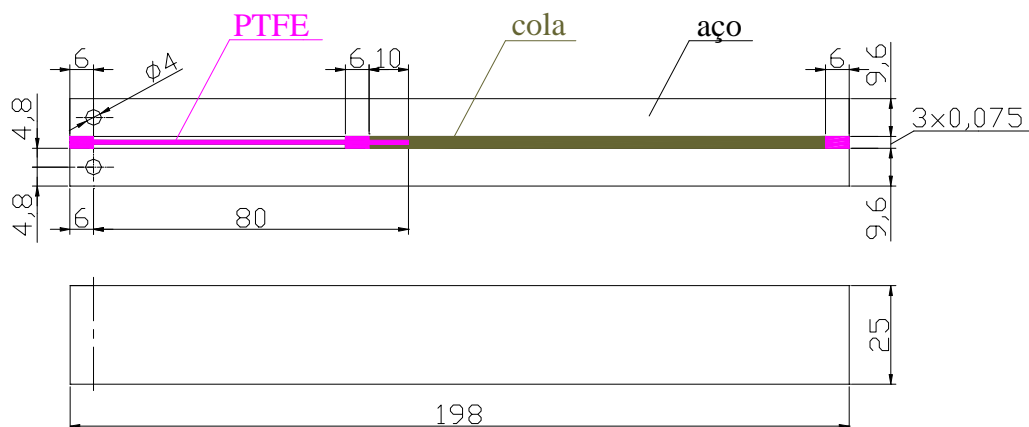


Figura 2.3-1: Geometria do provete DCB.

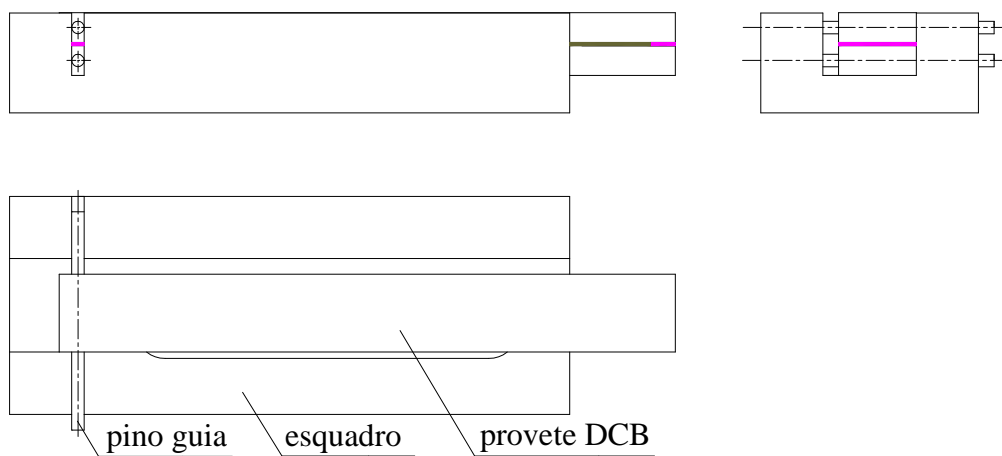


Figura 2.3-2: Preparação do provete DCB.

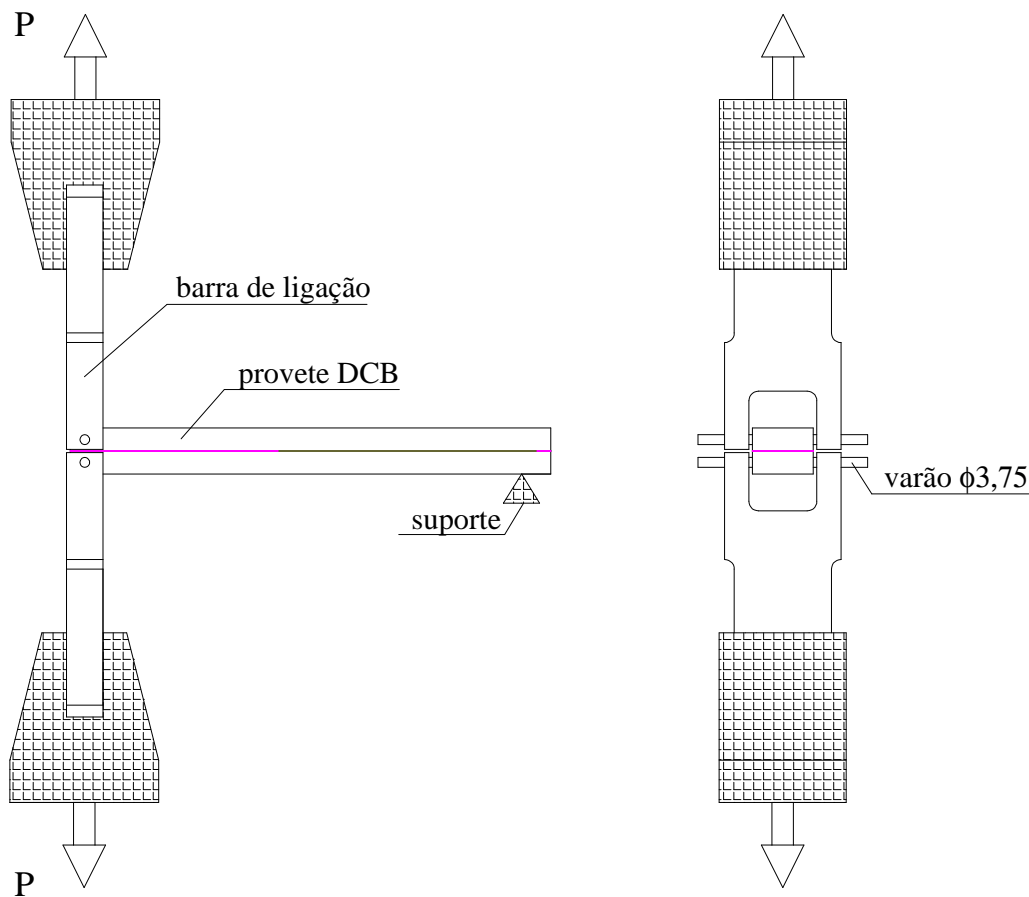


Figura 2.3-3: Montagem para o ensaio DCB.

Antes do ensaio, a linha de colagem foi pintada com líquido corrector de modo a facilitar a localização da frente da fenda. Em cada provete, realizaram-se vários ciclos de propagação da fenda, até esta atingir aproximadamente 150 mm de comprimento. Cada ciclo consistiu no carregamento do provete até se observar a propagação da fenda, seguido de descarga completa. Optou-se por esta metodologia em virtude de ter havido alguma dificuldade em definir visualmente a posição exacta da frente da fenda, devido aos pequenos deslocamentos. Registando sempre todas as curvas carga (P) – deslocamento (δ), o valor da flexibilidade $C = \delta/P$ no ciclo de carregamento seguinte permitiu contornar essa dificuldade.

A taxa crítica de libertação de energia de deformação em modo I (G_{Ic}) foi obtida recorrendo à Teoria das Vigas Corrigida (TVC) [I3], segundo a qual, na ausência de grandes deslocamentos e de blocos de transmissão de carga,

$$G_{Ic} = \frac{3P_c \delta_c}{2b(a - \Delta)} \quad (2.3-1)$$

onde P_c e δ_c são os valores críticos da carga e deslocamento, respectivamente, a é o comprimento da fenda, b é a largura do provete e Δ é uma correcção para rotação e deslocamento do aderente junto à frente da fenda. A correcção Δ é determinada através de uma regressão linear $(C)^{1/3}$ versus a . No exemplo da figura 2.3-4 obtém-se $\Delta = -30$ mm.

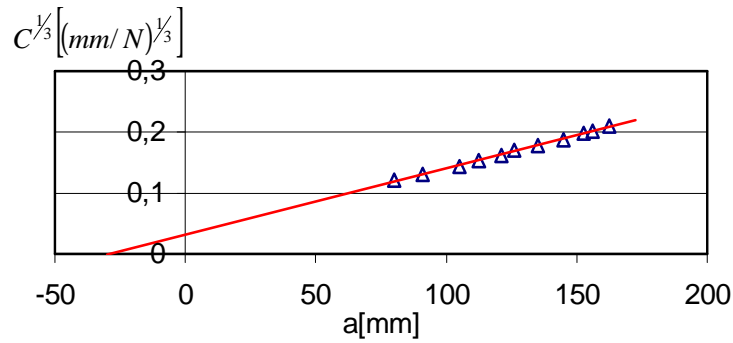


Figura 2.3-4: Determinação de Δ da TVC.

A consistência dos resultados pode ser avaliada pelo valor do coeficiente de correlação r^2 obtido na regressão anterior, bem como pela estimativa do módulo à flexão

$$E = \frac{8P(a - \Delta)^3}{\delta b h^3} \quad (2.3-2)$$

cujo valor se deve manter aproximadamente constante (h é a espessura da chapa).

A geometria e a preparação dos provetes para os ensaios ENF foram semelhantes às dos ensaios DCB (figuras 2.3-5 e 2.3-6). A figura 2.3-7 mostra a montagem para o ensaio ENF.

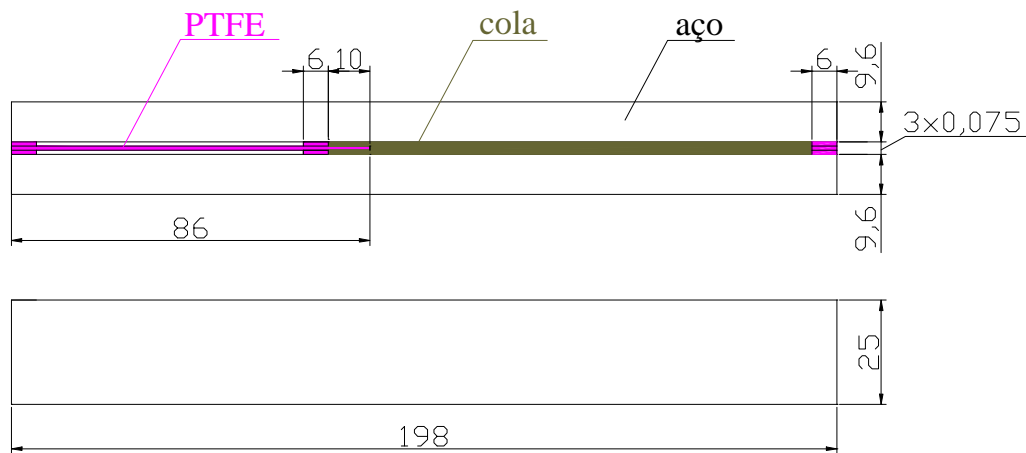


Figura 2.3-5: Geometria de um provete ENF.

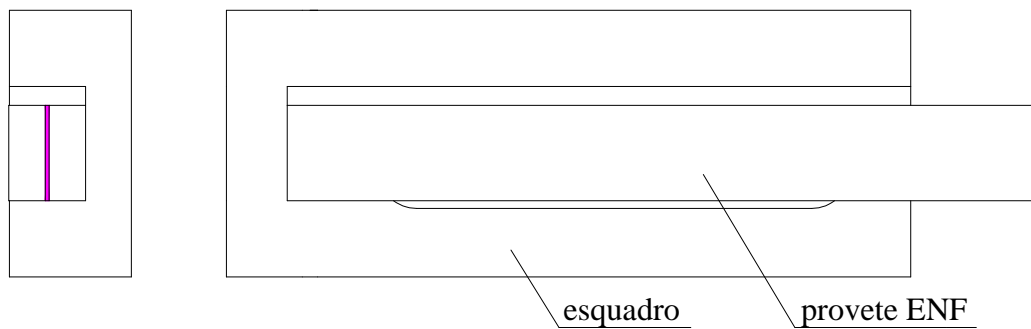


Figura 2.3-6: Preparação do provete ENF.

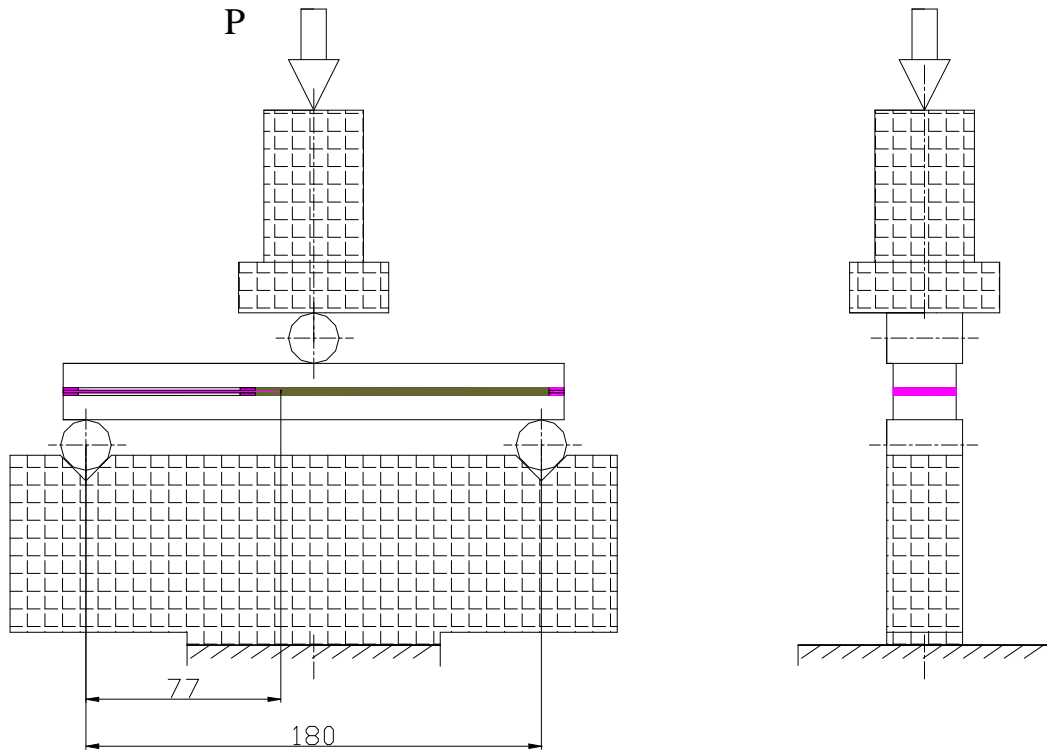


Figura 2.3-7: Montagem para o ensaio ENF, neste caso com comprimento de fenda $a = 77$ mm.

A taxa crítica de liberação de energia de deformação em modo II (G_{IIc}) pode ser obtida através da Teoria das Vigas (TV) [P4]

$$G_{IIc} = \frac{9a^2 P_c \delta_c}{2b(2c^3 + 3a^3)} \quad (2.3-3)$$

sendo c igual a meio-vão. No caso presente usou-se $2c = 180$ mm e $a = 45$ ou $a = 77$ mm. Na realidade, como se verá em 3.1, não foi possível obter resultados para G_{IIc} , devido à cedência prematura das chapas.

2.3.2. ENSAIOS DE JUNTAS DE SOBREPOSIÇÃO SIMPLES

Foram realizados ensaios de juntas de sobreposição simples (JSS) de chapas de 1,5 mm. Trata-se efectivamente de um tipo de junta e de uma espessura de chapa representativas de muitas aplicações. As figuras 2.3-9 a 2.3-11 mostram a geometria, preparação e montagem do provete JSS, respectivamente, aspectos em que se seguiram as recomendações da norma ASTM D1002-94.

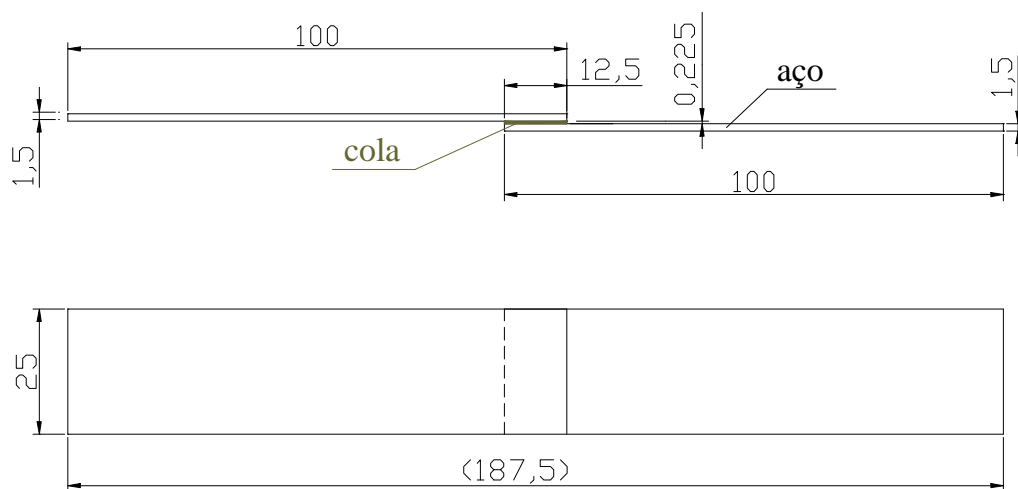


Figura 2.3-9: Geometria do provete JSS.

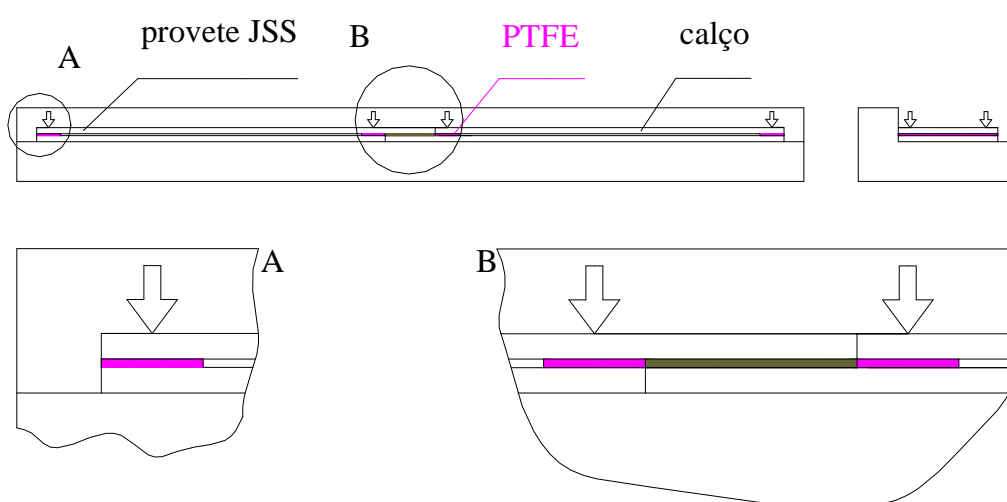


Figura 2.3-10: Preparação do provete JSS.

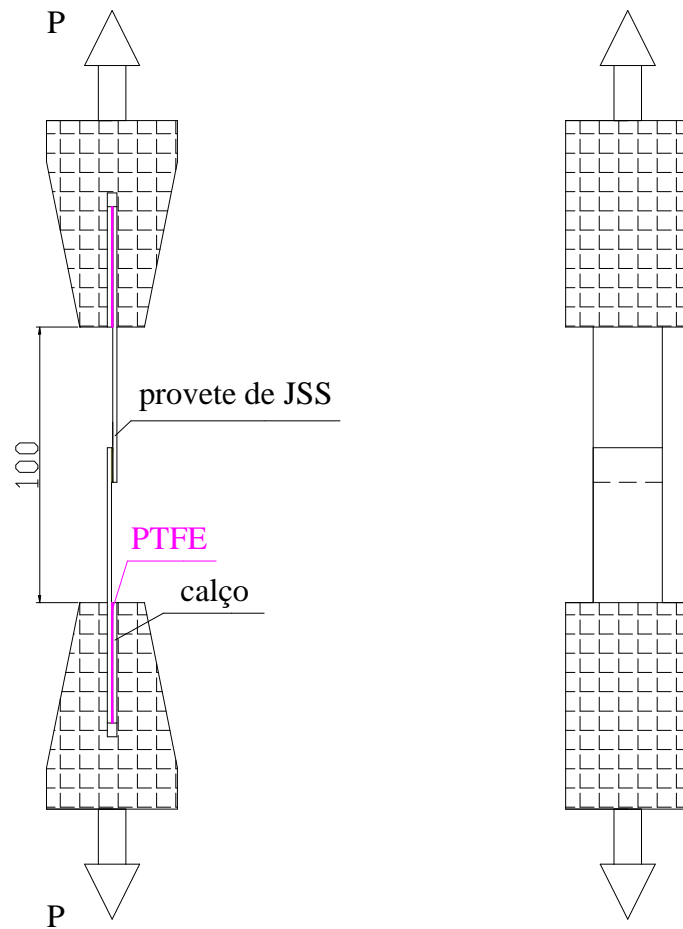


Figura 2.3-11: Montagem para o ensaio à tracção de JSS.

O comprimento de sobreposição L foi escolhido de modo a evitar cedência plástica das chapas com uma margem de segurança de 30 %, ou seja,

$$L \leq \frac{\sigma_o h}{1.3\tau_{ma}} \quad (2.3-4)$$

onde σ_o é a tensão de cedência das chapas e τ_{ma} é a tensão de corte média de rotura no adesivo. Obviamente, esta era desconhecida à priori, pelo que foi introduzida uma estimativa em (2.3-4).

Nos ensaios, mediu-se a carga de rotura da junta P_u , tendo os resultados sido expressos por

$$\tau_{ma} = \frac{P_u}{bL} \quad (2.3-5)$$

Mediu-se também o deslocamento à rotura da junta, δ_{me} , através de um extensómetro MF-MFA25, com comprimento de referência $L_e = 50$ mm, colocado à volta da zona de sobreposição. Como medida da ductilidade do adesivo, usou-se a deformação

$$\epsilon_{me} = \frac{\delta_{me}}{L_e} \quad (2.3-6)$$

sendo δ_{me} o deslocamento à rotura da junta.

Como foi referido em 1.2, τ_{ma} não é a tensão de rotura ao corte do adesivo, devido à distribuição não uniforme de τ ao longo do comprimento de sobreposição, bem como à presença de tensões de clivagem. No entanto, a comparação os valores de τ_{ma} permite classificar os 3 adesivos utilizados.

De modo a obter uma medida da tensão de rotura do adesivo τ_{ua} , realizaram-se ensaios de juntas de sobreposição simples de aderente espesso (JSS-AE), nos quais foi utilizada chapa de 9,6 mm de espessura. No caso deste ensaio, uma equação análoga à (2.3-5) permite obter τ_{ua} . A geometria, preparação e montagem dos provetes JSS-AE são esquematicamente ilustradas nas figuras 2.3-12 a 2.3-14, respectivamente, onde, mais uma vez, foram seguidas as indicações da norma ASTM D 5656.

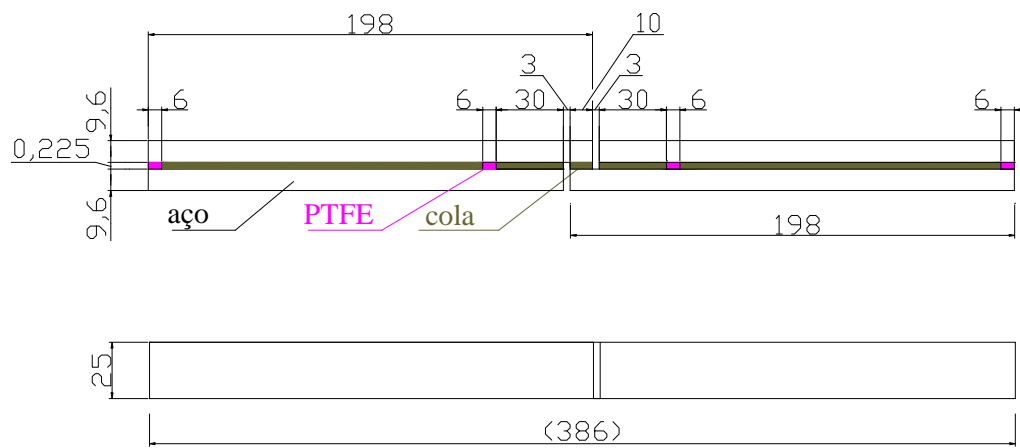


Figura 2.3-12: Geometria do provete JSS-AE com $L = 10$ mm.

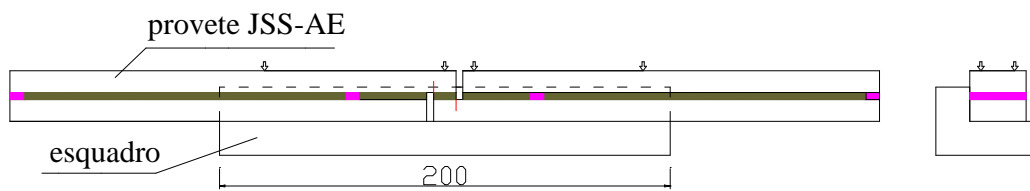


Figura 2.3-13: Preparação do provete JSS-AE.

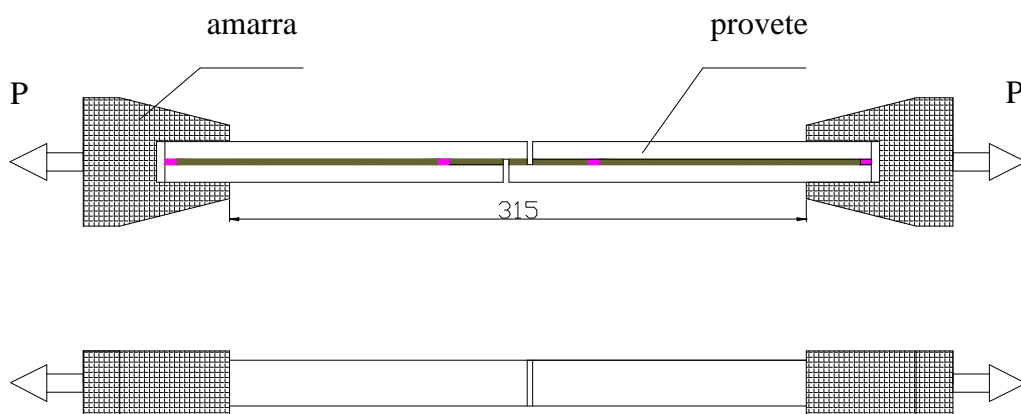


Figura 2.3-14: Montagem para o ensaio à tracção de JSS-AE.

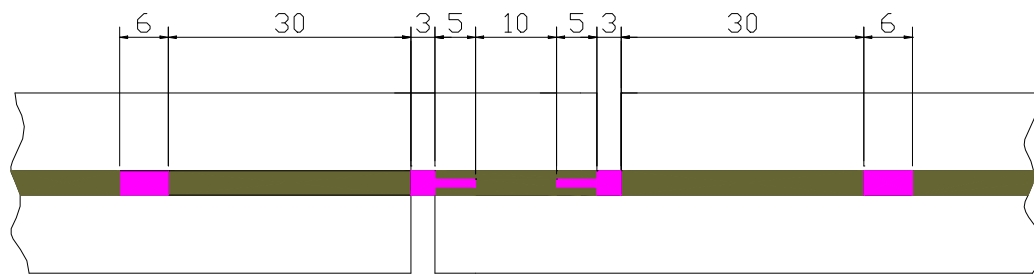


Figura 2.3-15: Pormenor da geometria do provete JSS-AE com $L = 10$ mm de sobreposição parcial com fendas de 5 mm.

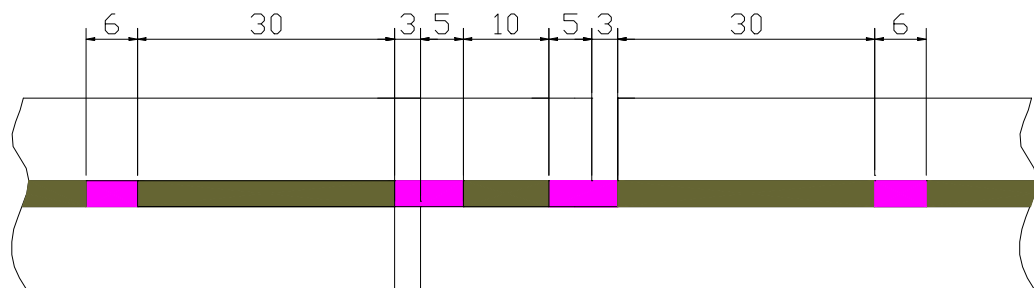


Figura 2.3-16: Pormenor da geometria do provete JSS-AE com $L = 10$ mm de sobreposição parcial.

Realizaram-se também ensaios de juntas JSS-AE em que o comprimento de sobreposição foi $L = 20$ mm. Neste caso, há tensões normais localizadas mais relevantes e a distribuição da tensão de corte não é tão uniforme. A comparação dos resultados obtidos com o caso anterior permite por isso avaliar a importância dos efeitos locais na resistência.

Por outro lado, devido à impossibilidade de obter resultados válidos nos ensaios ENF, foram também realizados ensaios de provetes com duas fendas nas extremidades (figura 2.3-15), em que o comprimento de sobreposição efectivo é $L = 10$ mm. De facto, devido à rigidez à flexão do provete e à pequena sobreposição, seria de esperar que a propagação da fenda fosse essencialmente modo II, como de resto a análise de 3.3.4 confirma. No entanto,

os efeitos de bordo são claramente diferentes dos do provete JSS-AE original, pelo que foram também realizados ensaios de provetes de sobreposição parcial (figura 2.3-16).

2.3.3. ENSAIOS DE JUNTAS DE SOBREPOSIÇÃO DUPLA

O objectivo principal dos ensaios de juntas de sobreposição dupla (JSD) foi avaliar o desempenho dos adesivos sob diferentes condições de tensões normais. Neste tipo de juntas é também viável medir a tensão de rotura da junta quando os aderentes estão sujeitos a cargas de compressão, em vez das habituais cargas de tracção. Pressupõe-se naturalmente que os aderentes sejam suficiente espessos (9,4 mm semelhante ao ensaio JSS-AE).

As figuras 2.3-17 a 2.3-19 mostram a geometria, preparação e montagem dos provetes JSD-AE ensaiados à tracção. É de salientar os diferentes métodos utilizados para garantia da espessura da junta nos provetes com e sem fendas. Outro aspecto fundamental foi a transmissão de carga das amarras da máquina de ensaios para o provete. No caso das chapas laterais coladas, a ligação cavilha/furo foi justa - folga inferior a 0,04 mm – para assegurar o alinhamento relativo das chapas. A ligação da mesma cavilha à placa central auxiliar tinha uma maior folga (1 mm), de modo a proporcionar o auto-alinhamento do provete, evitando que a rotura se iniciasse prematuramente num dos lados da ligação.

É também importante referir que as juntas de sobreposição dupla aqui utilizadas são deliberadamente “desequilibradas”. Isto é, a chapa central não tem espessura dupla das chapas laterais. Pretendeu-se deste modo obter situações de tensões nas juntas substancialmente diferentes das que prevalecem nos provetes JSS-AE.

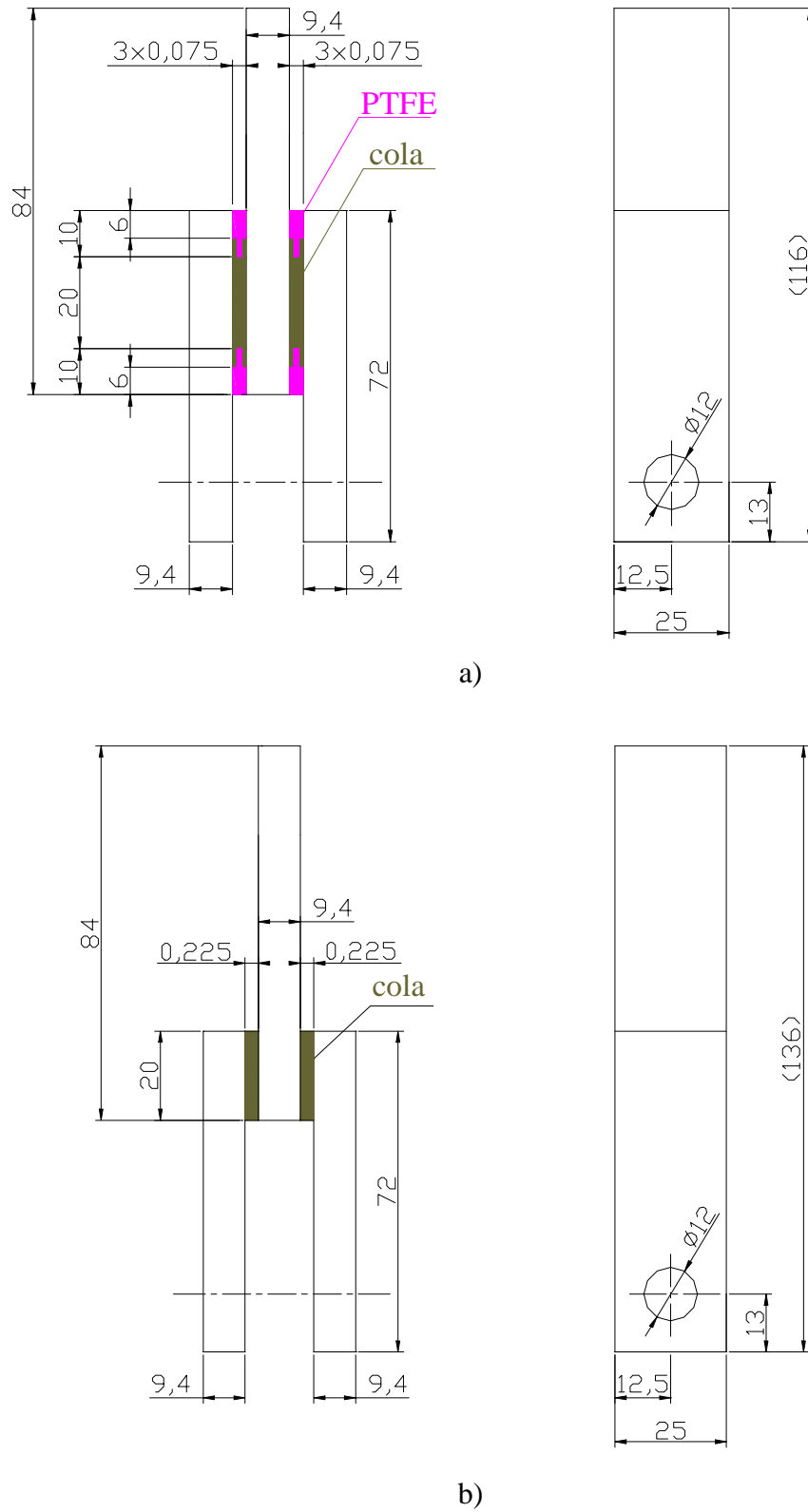


Figura 2.3-17: Geometria do provete JSD-AE para ensaios de tracção: a) com fendas de 10 mm; b) sem fendas.

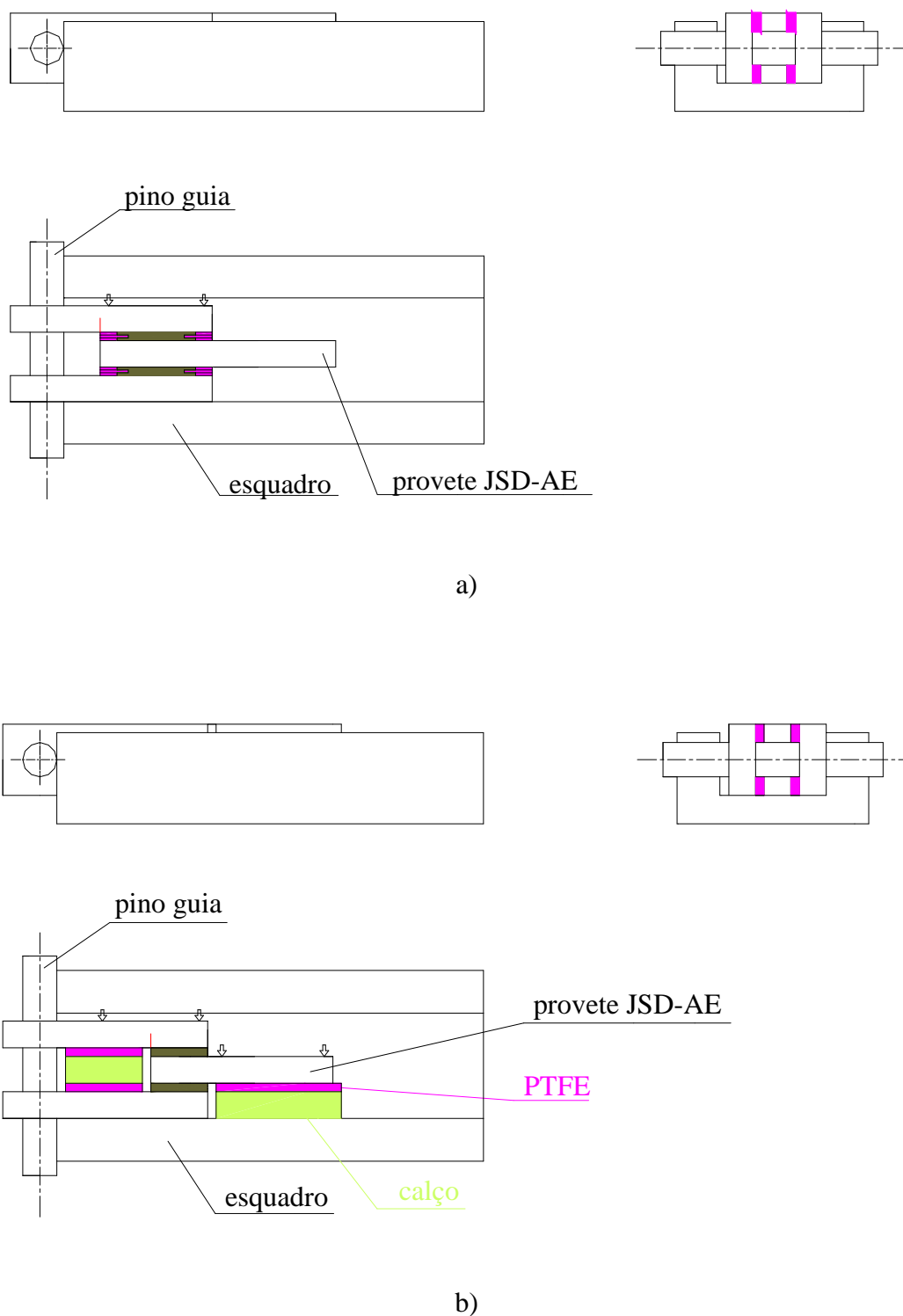


Figura 2.3-18: Preparação do provete JSD-AE para ensaios de tracção: a) com fendas de 10 mm; b) sem fendas.

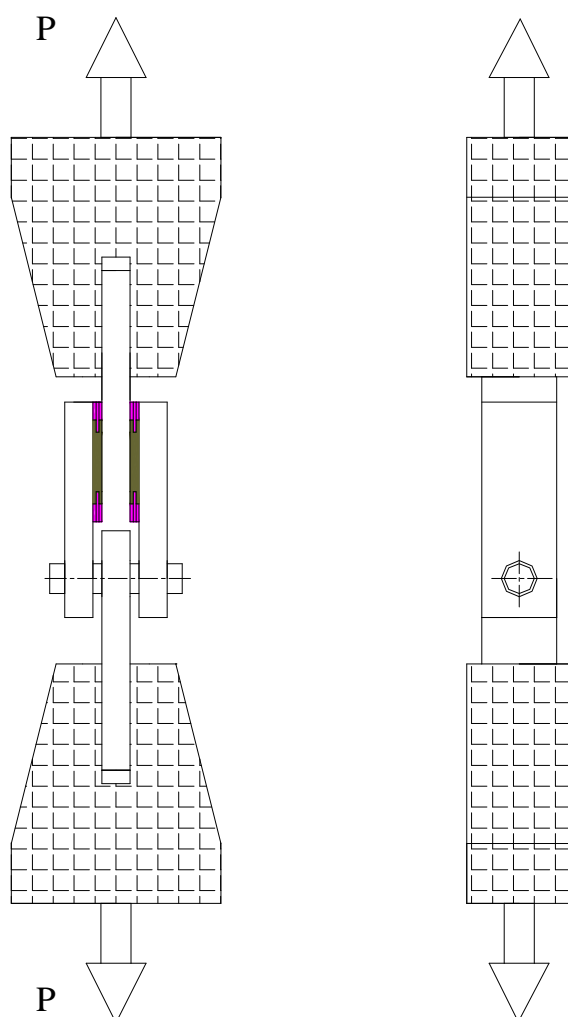


Figura 2.3-19: Montagem dos ensaios de tracção de provetes JSD-AE.

Nos ensaios de compressão, a forma de transmissão de carga foi diferente, o que implicou algumas alterações na geometria dos provetes (figuras 2.3-20 e 2.3-21)

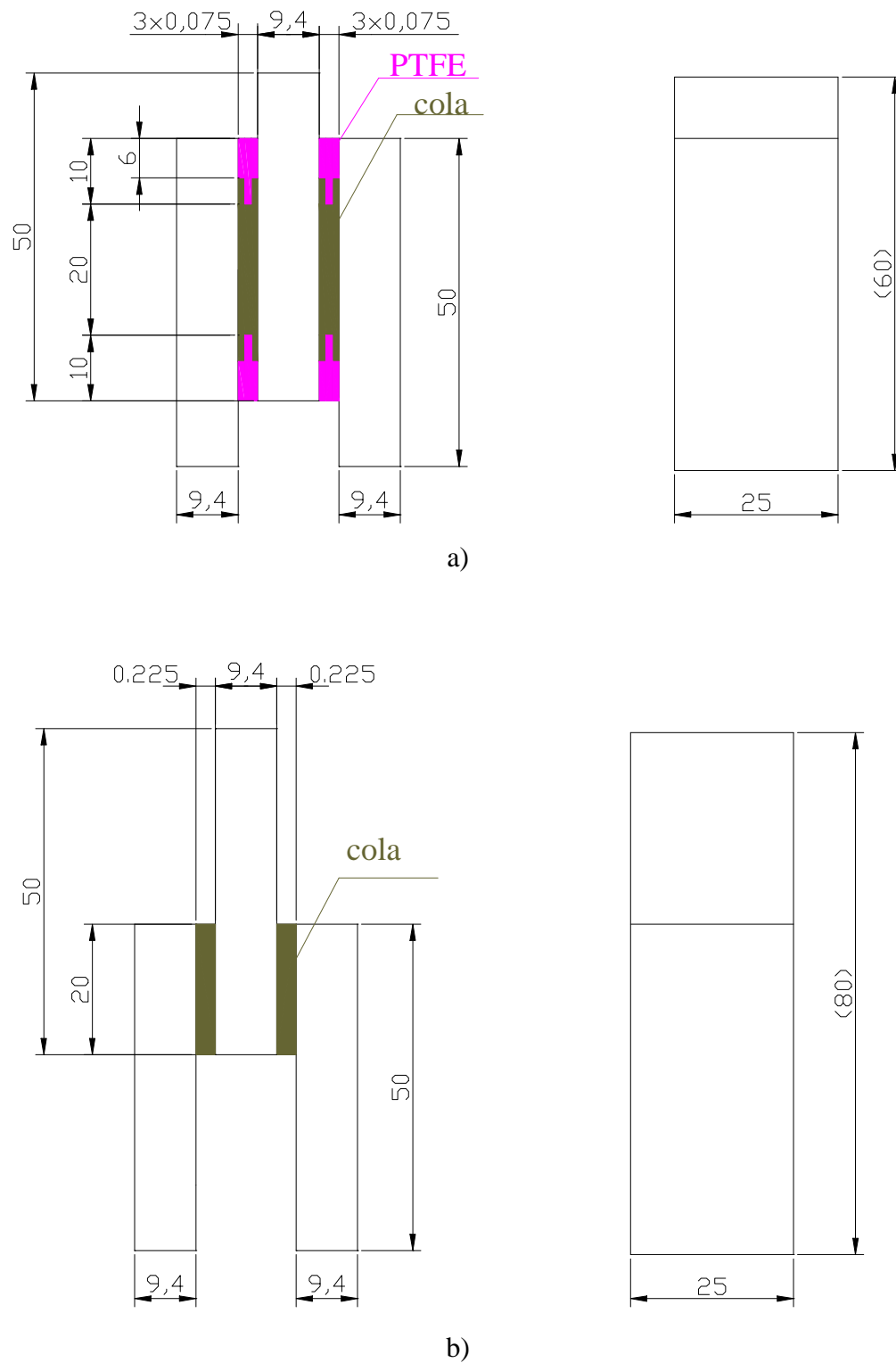


Figura 2.3-20: Geometria do provete JSD-AE para ensaios de compressão: a) com fendas de 10 mm; b) sem fendas.

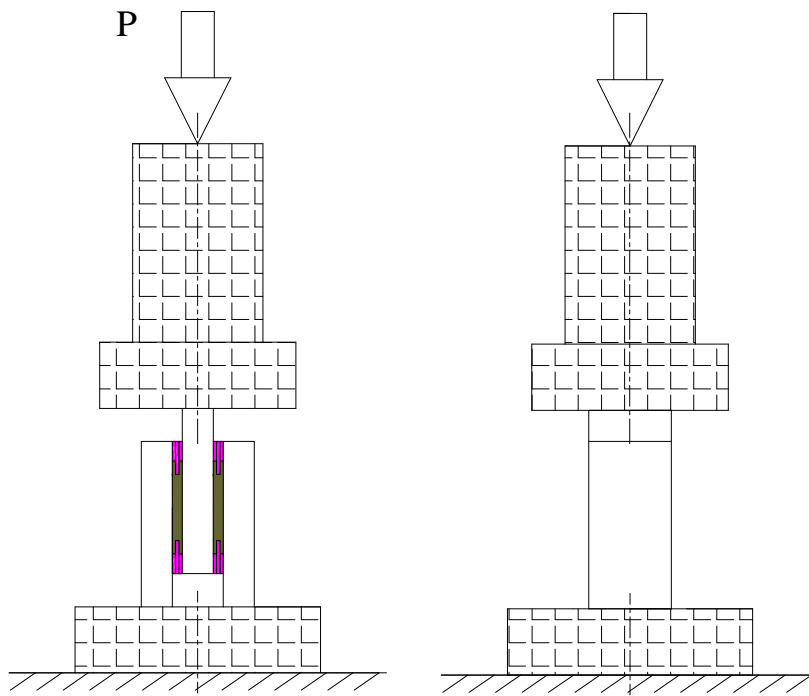


Figura 2.3-21: Montagem dos ensaios de compressão de provetes JSD-AE.

Quer se trate de tracção ou de compressão, os resultados podem ser expressos sob a forma de uma tensão de corte média de rotura no adesivo

$$\tau_{ma} = \frac{P_u}{2bL} \quad (2.3-7)$$

2.3.4. ENSAIOS DE JUNTAS TOPO-A-TOPO

A revisão bibliográfica feita em 1. mostrou as dificuldades na medição da resistência à tracção de juntas coladas. Nos ensaios de tracção de juntas topo-a-topo (JTT), os efeitos de bordo referidos por Adams [A2] põem em causa a validade das tensões de rotura à tracção do adesivo, dadas por

$$\sigma_{ma} = \frac{4P_u}{\pi d^2} \quad (2.3-8)$$

sendo d o diâmetro da ligação. No entanto, em [I1] verificou-se que as resistências medidas no ensaio de tracção de juntas topo-a-topo não eram inferiores às medidas em ensaios de tracção de provetes maciços. De lembrar também que, nestes últimos, há o problema de representatividade dos provetes, que têm normalmente bastantes defeitos. Optou-se portanto por realizar ensaios de tracção de provetes JTT, nos moldes ilustrados nas figuras 2.3-23 a 2.3-25.

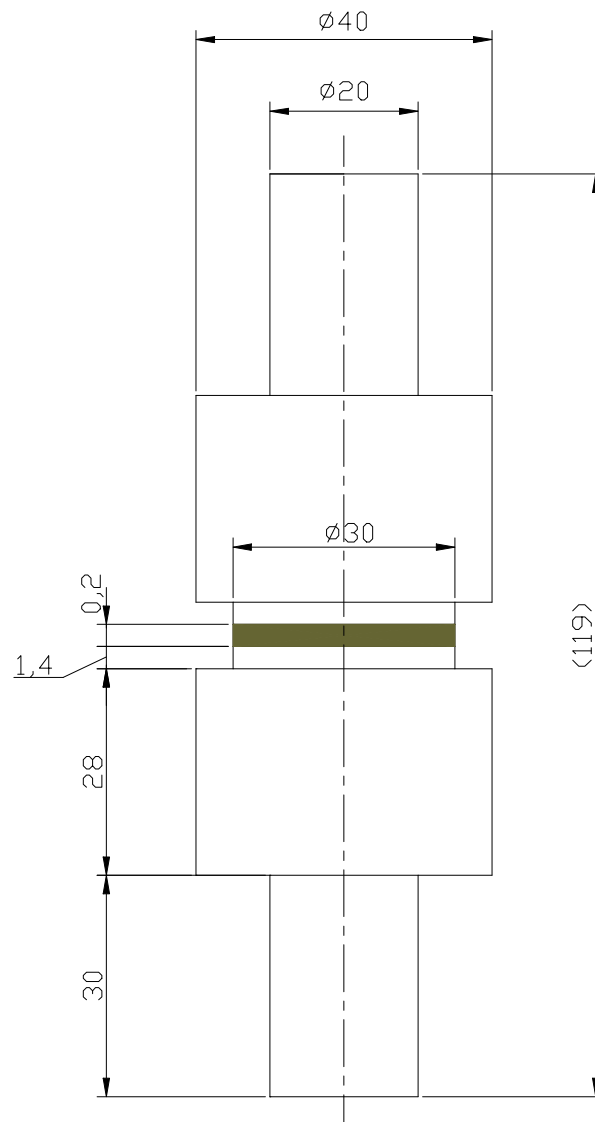


Figura 2.3-23: Geometria do provete JTT.

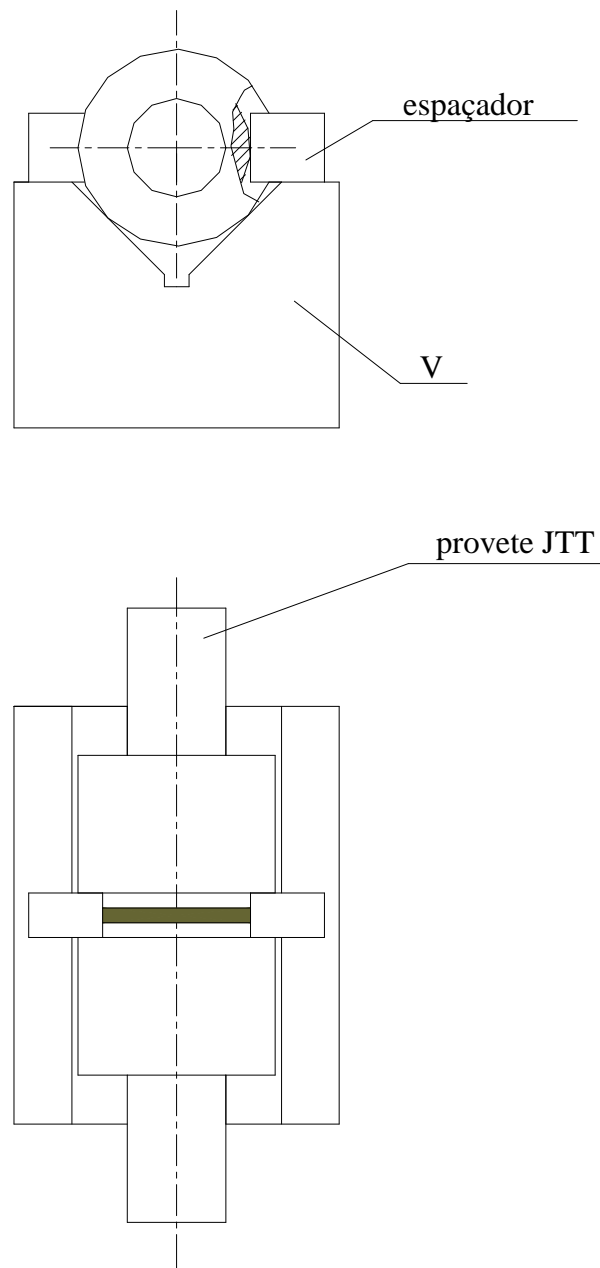


Figura 2.3-24: Preparação do provete JTT.

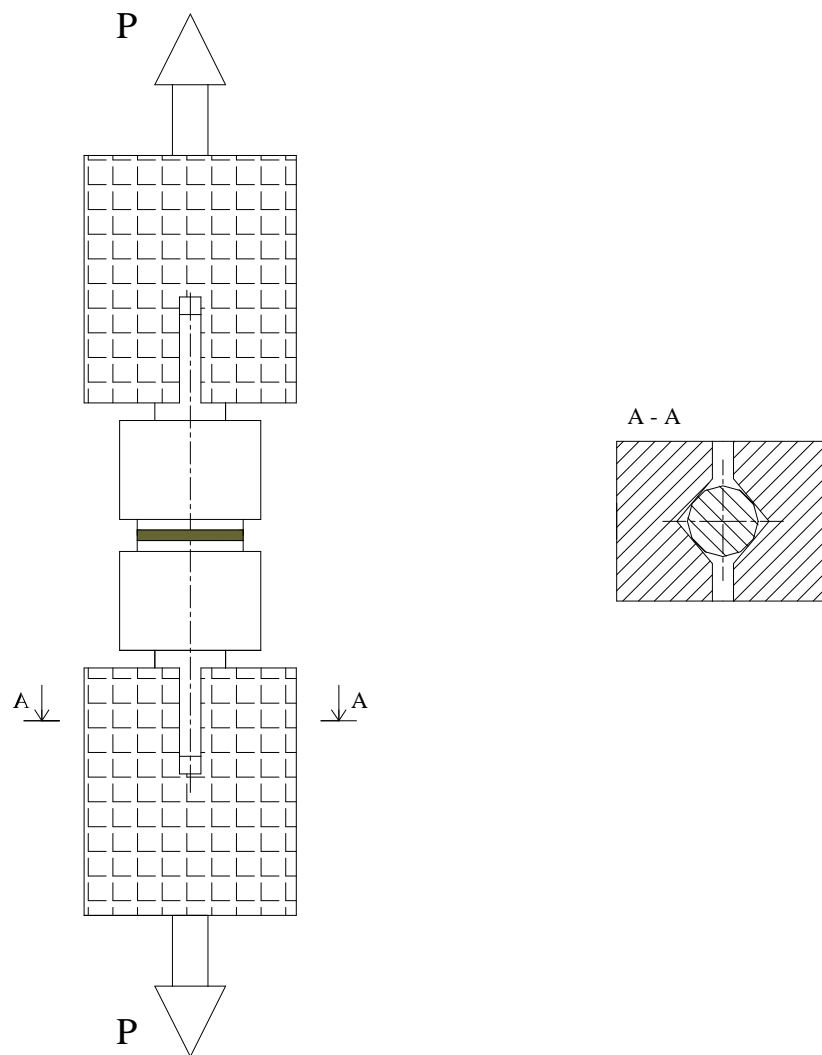


Figura 2.3-25: Montagem dos ensaios de tracção de provetes JTT.

CAPÍTULO 3

RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISE

3.1. ENSAIOS DCB

3.1.1. EFEITO DO ESTADO DA SUPERFÍCIE E DO TRATAMENTO DE DADOS

Numa primeira fase, foram realizados ensaios de provetes colados com Araldite Standard, nos quais as chapas tinham diferentes estados superficiais (vide 2.2). As figuras 3.1-1 a 3.1-16 mostram curvas carga(P) - deslocamento(δ), gráficos de regressão da TVC (vide 2.3.1) e curvas do módulo e R típicas de provetes com diversos estados de superfície.

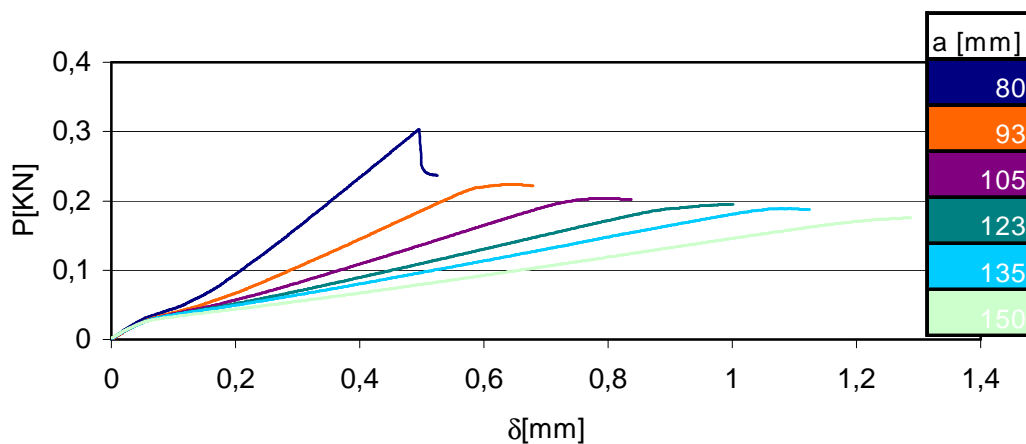


Figura 3.1-1: Curvas P - δ de um provete de aderentes com superfícies laminadas.

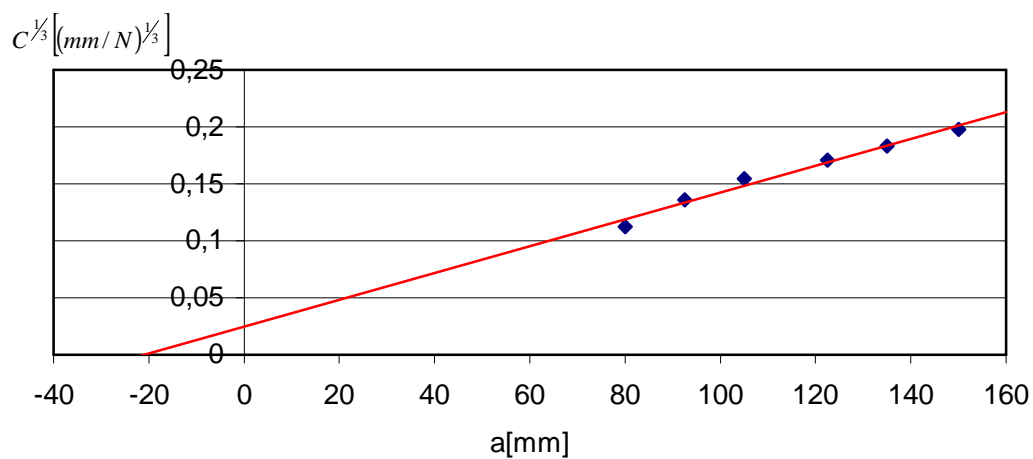


Figura 3.1-2: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes com superfícies laminadas.

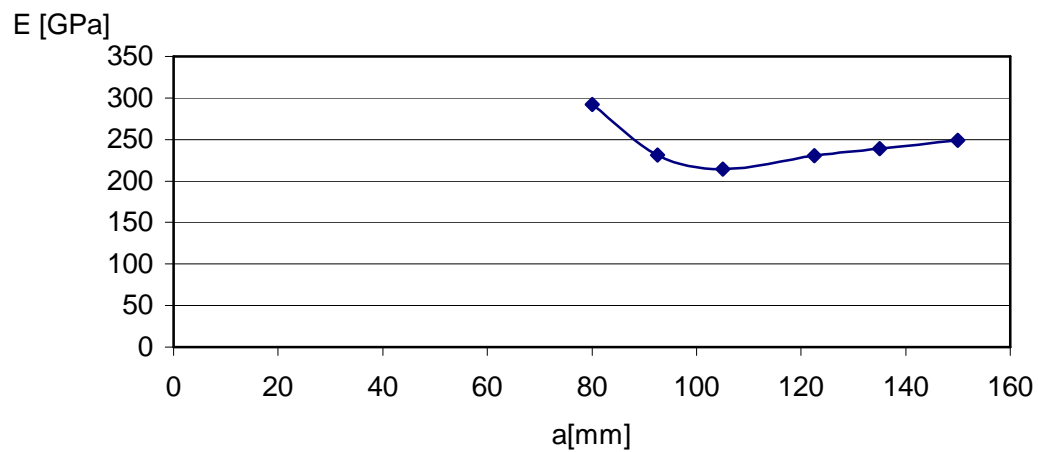


Figura 3.1-3: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes com superfícies laminadas.

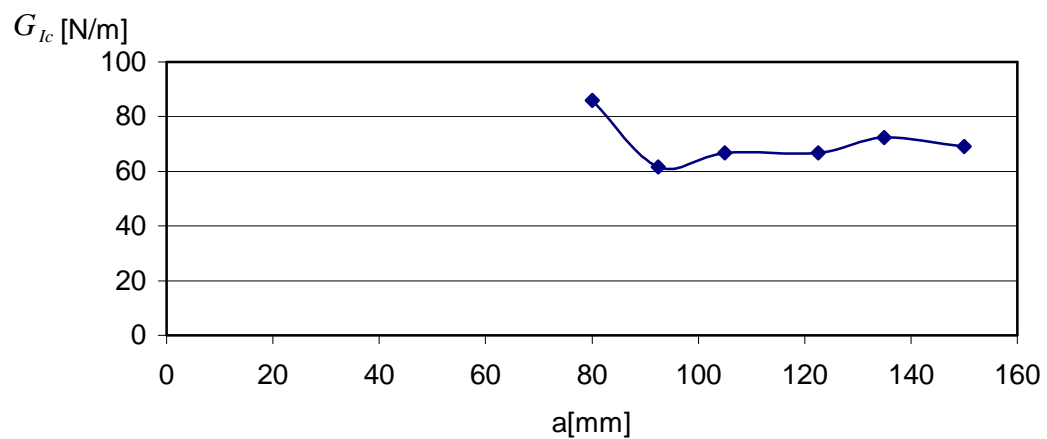


Figura 3.1-4: Curva R de um provete de aderentes com superfícies laminadas.

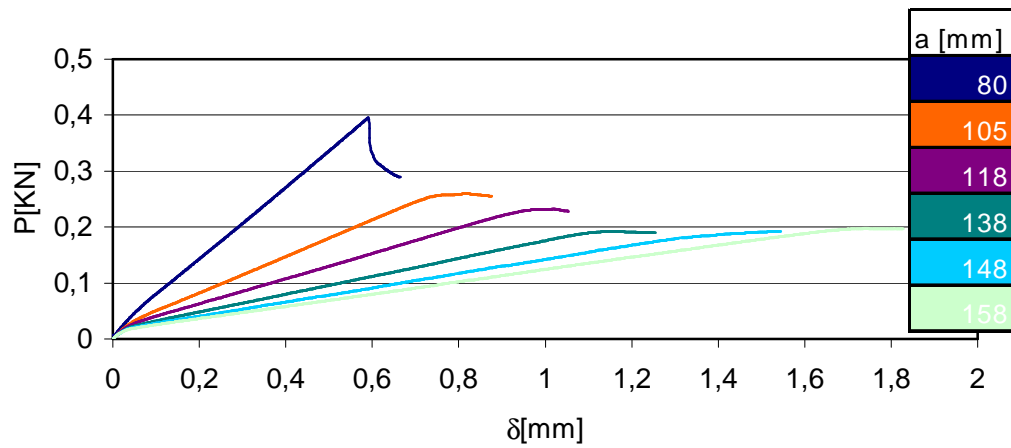


Figura 3.1-5: Curvas P - δ de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 400.

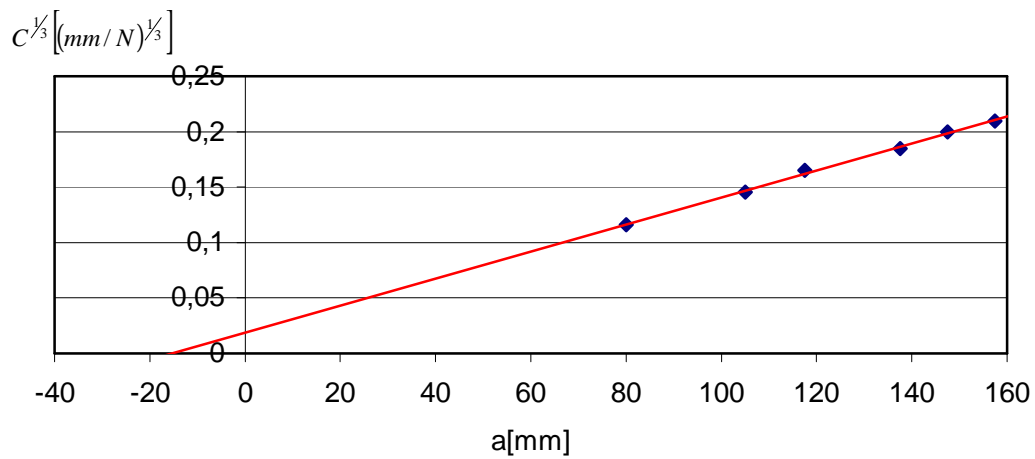


Figura 3.1-6: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 400.

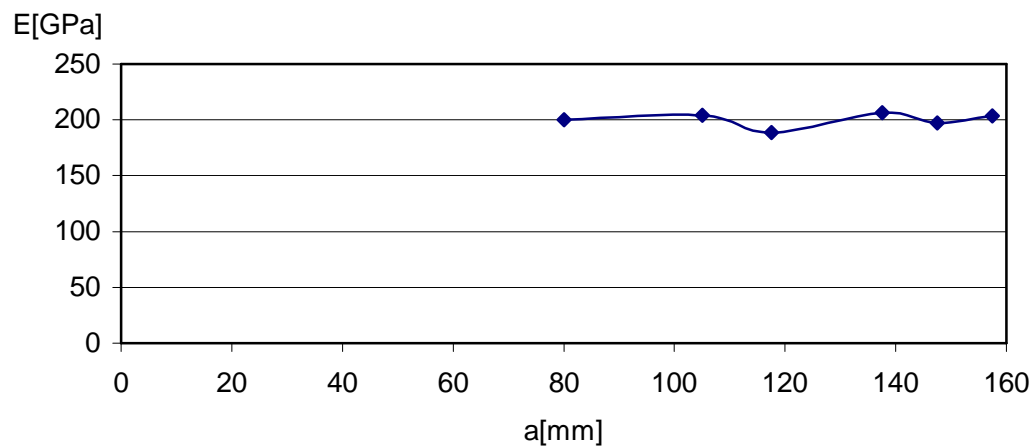


Figura 3.1-7: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 400.

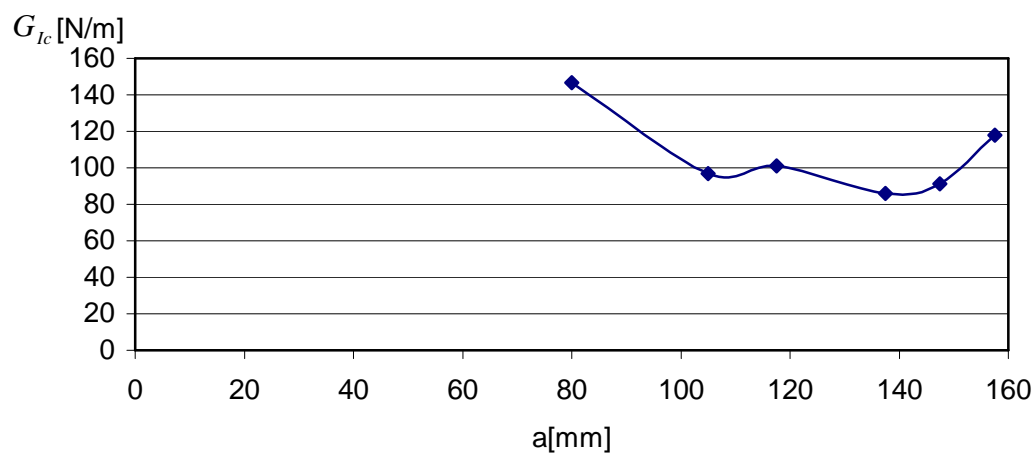


Figura 3.1-8: Curva R de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 400.

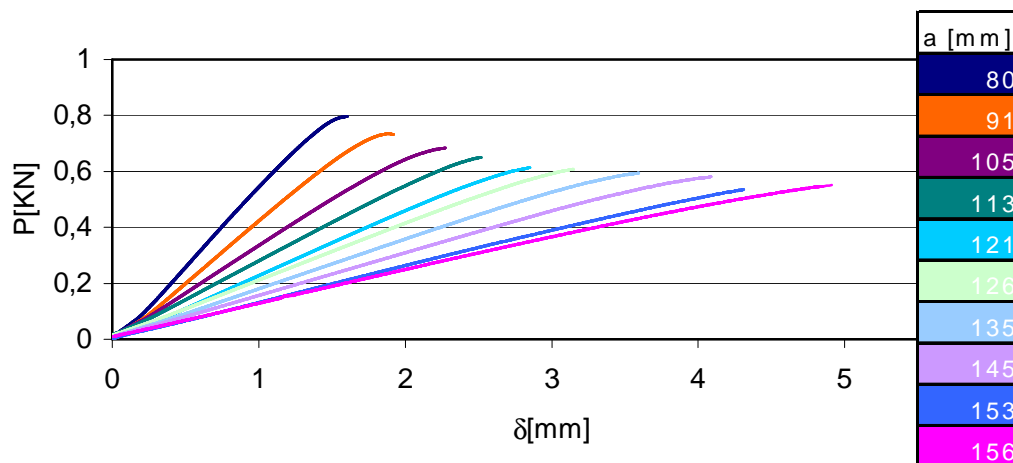


Figura 3.1-9: Curvas $P-\delta$ de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 220.

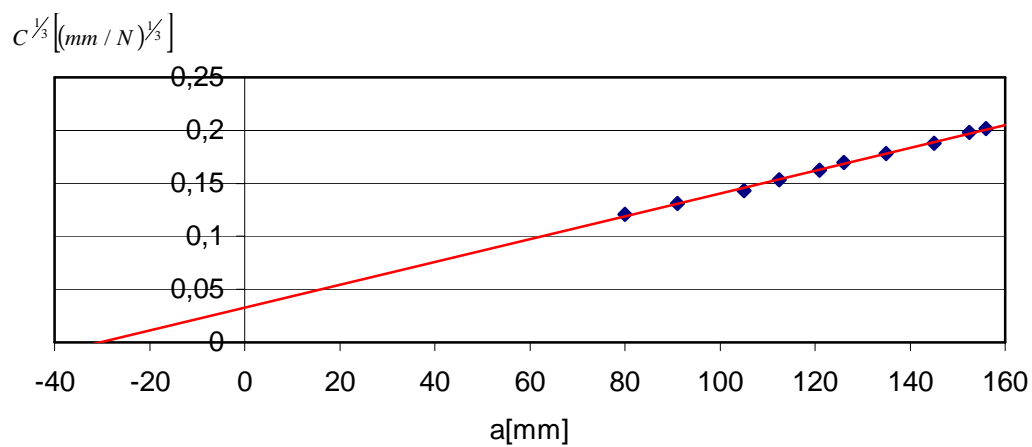


Figura 3.1-10: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 220.

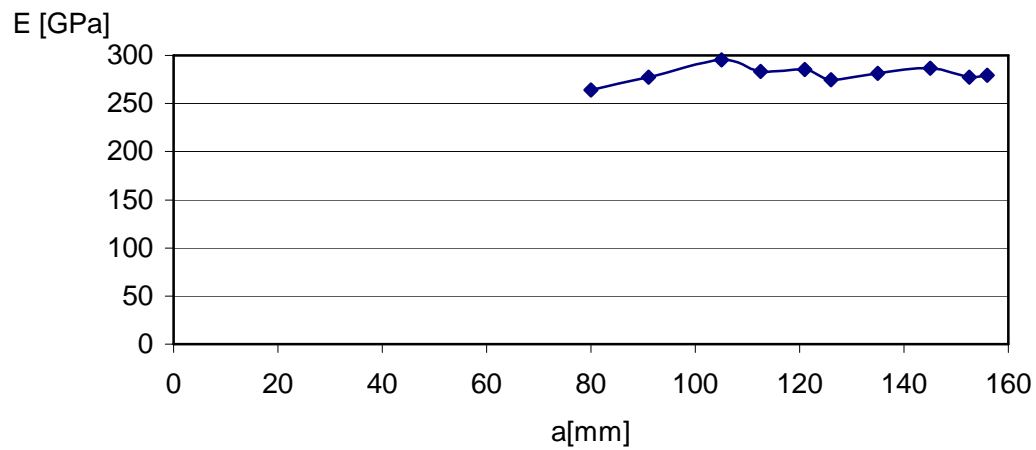


Figura 3.1-11: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 220.

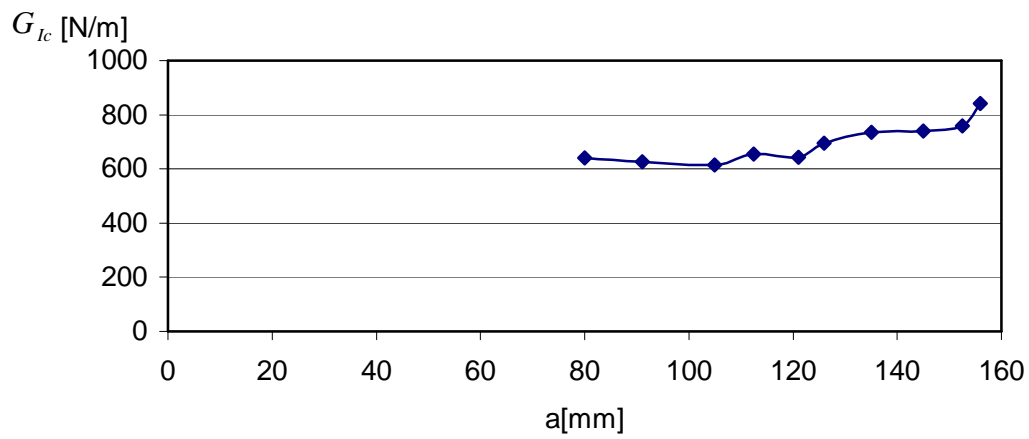


Figura 3.1-12: Curva R de um provete de aderentes com superfícies onde se aplicou lixa 220.

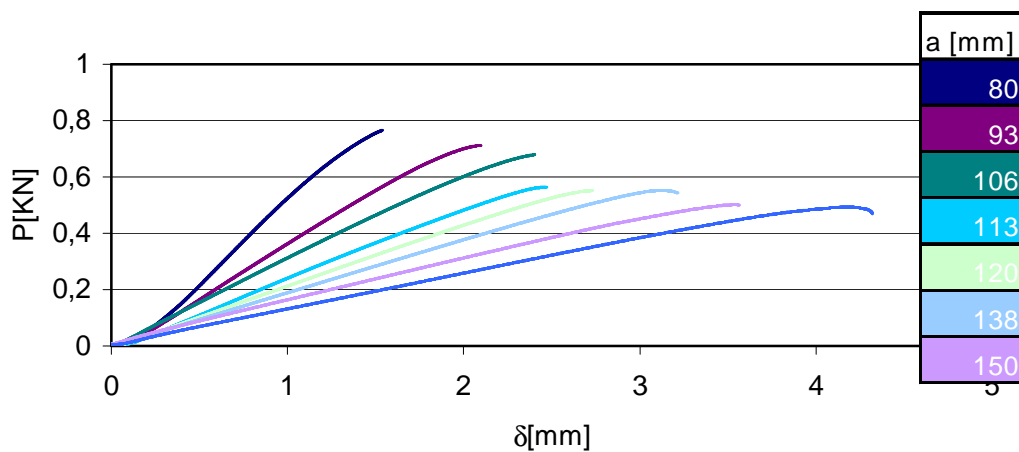


Figura 3.1-13: Curvas $P-\delta$ de um provete de aderentes com superfícies decapadas.

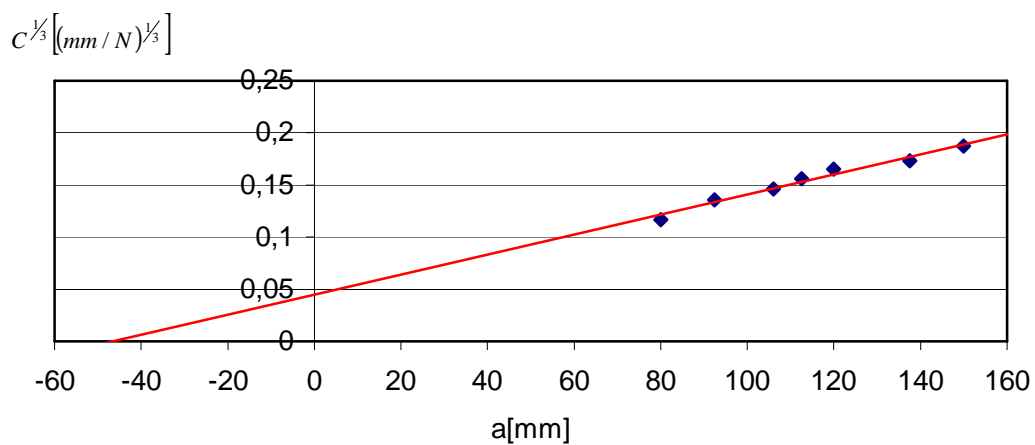


Figura 3.1-14: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes com superfícies decapadas.

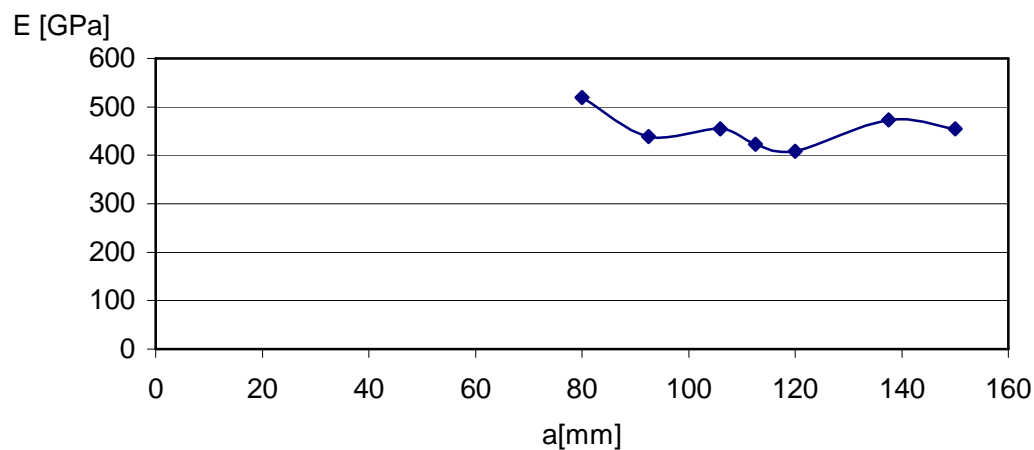


Figura 3.1-15: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes com superfícies decapadas.

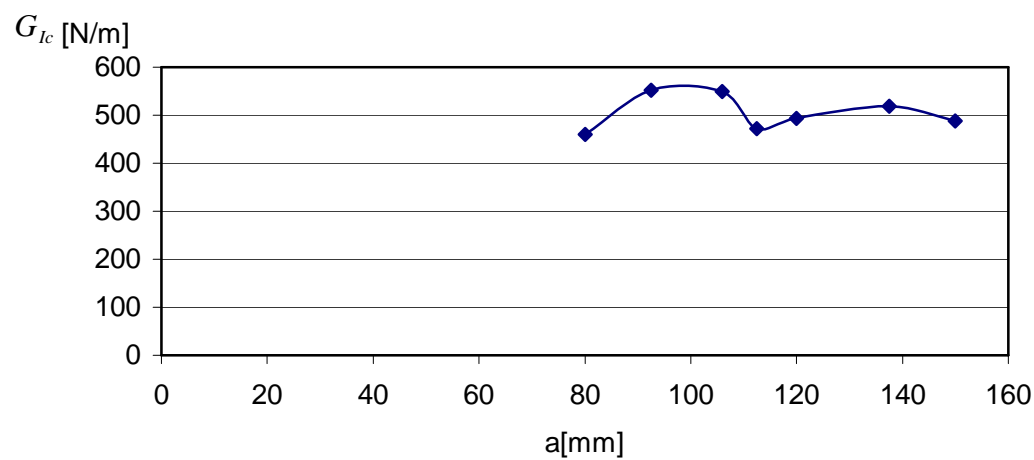


Figura 3.1-16: Curva R de um provete de aderentes com superfícies decapadas.

Os gráficos das figuras 3.1-17 a 3.1-19 comparam os resultados em função dos estados de superfície.

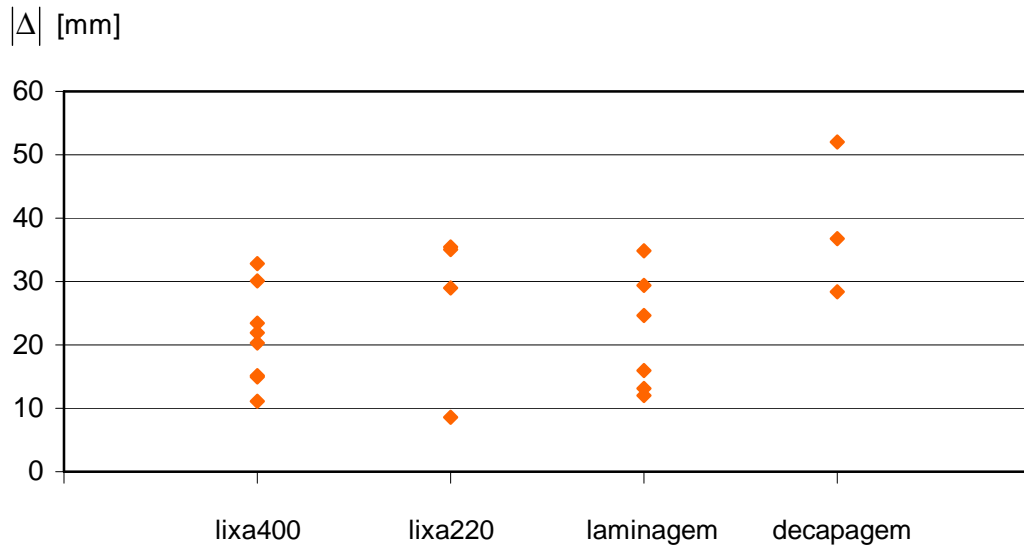


Figura 3.1-17: Valores da correcção Δ da TVC de todos os provetes.

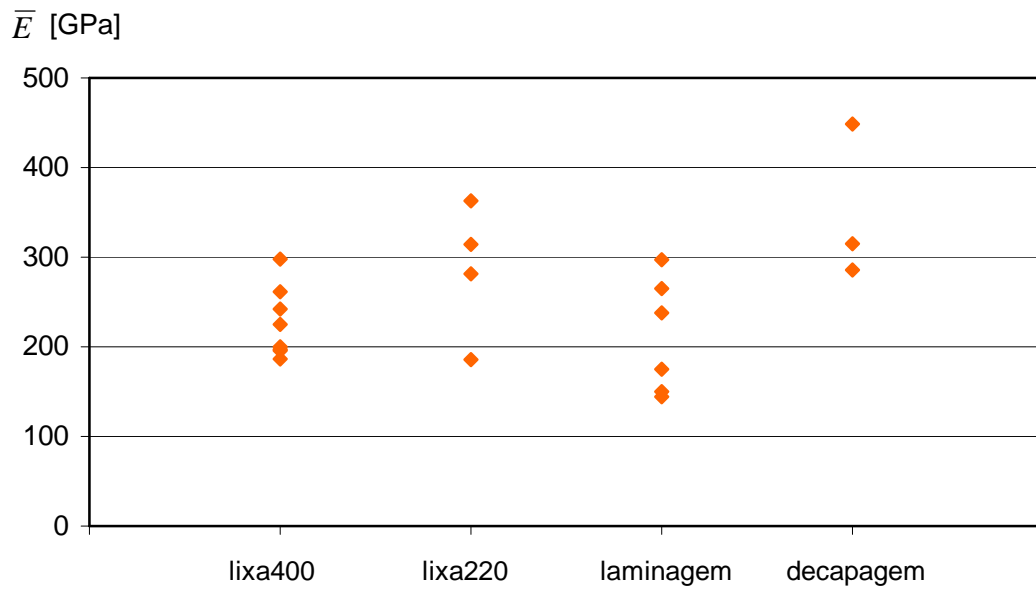


Figura 3.1-18: Valores médios do módulo estimado da TVC de todos os provetes.

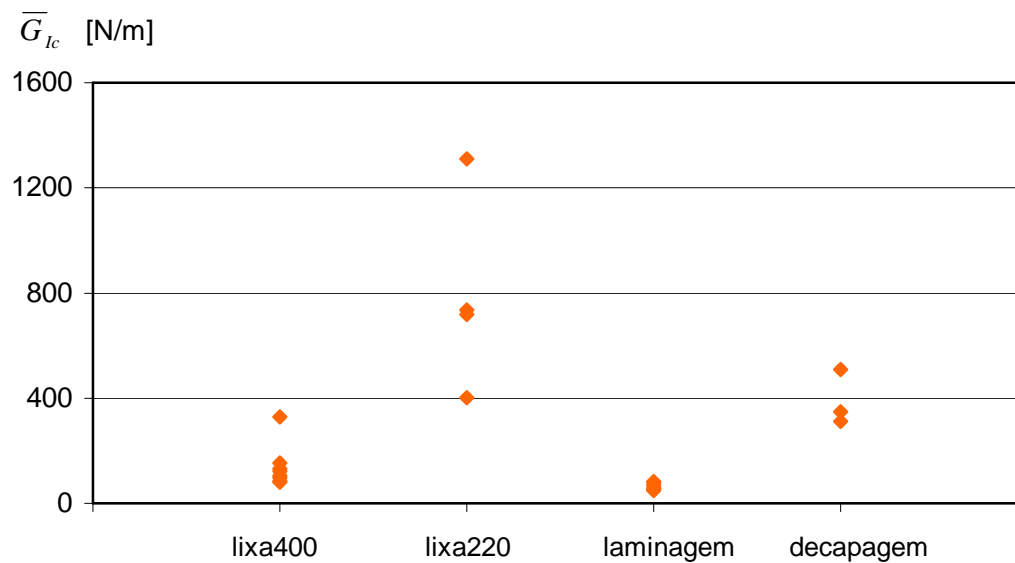


Figura 3.1-19: Valores médios de propagação de G_{Ic} de todos os provetes.

A rotura foi sempre do tipo interfacial e, atendendo às rugosidades medidas (vide 2.2), os resultados de G_{Ic} parecem indicar que, para valores baixos de rugosidade, existe um valor óptimo. O G_{Ic} volta a aumentar no caso dos provetes com superfícies decapadas, altamente rugosas. De assinalar também a enorme dispersão nos G_{Ic} de provetes em que aplicou lixa 220.

No entanto, como se pode constatar da análise dos gráficos anteriores, houve alguns problemas na aplicação da TVC, que se traduziram em correlações menos boas obtidas na regressão e em valores por vezes demasiados elevados para o módulo estimado, que deveria rondar os 190 GPa, acompanhados de variações significativas com o comprimento da fenda. Por outro lado, a dispersão nos valores de Δ é também considerável e, no caso de se tratar de ensaios de provetes homogêneos de aço, o valor esperado seria cerca de 0,67 vezes a espessura do aderente [W2], ou seja, 6,4 mm. As discrepâncias com a TVC podem-se justificar com as seguintes razões:

- Erros na medição da posição da frente da fenda. De facto, como foi necessário utilizar chapas relativamente espessas para evitar a sua cedência durante os ensaios, os deslocamentos envolvidos foram bastante pequenos, assim como as rotações junto

à frente da fenda. Por outro lado, em vez de uma frente de fenda bem definida, pode haver uma zona relativamente extensa de plasticidade e de dano, facto que já foi assinalado em várias referências (vide 1.3). O comprimento da fenda a será então sobrestimado, o que se traduzirá em valores artificialmente baixos para G_{Ic} (equação 2.3-1) e demasiado altos para E (equação 2.3-2). Neste caso, é também a própria aplicabilidade da Mecânica da Fractura linear elástica que está em causa.

- Há uma influência importante da deformação da camada adesiva nos deslocamentos medidos. Na realidade, seria de esperar que a correcção para a rotação e deslocamento da frente da fenda Δ fosse superior à do caso de provetes homogéneos, devido ao facto de o módulo de elasticidade e a tensão de cedência do adesivo serem cerca de 100 e 10 vezes inferiores às do aço, respectivamente. As deformações da camada adesiva localizadas junto à frente da fenda serão por isso claramente maiores. Todavia, a pequena espessura da camada adesiva não parece justificar os altos valores de Δ obtidos.

Foi por isso utilizado também um novo método de tratamento dos dados nos seguintes moldes. Admitiu-se que $E = 190$ GPa, e, recorrendo ao valor da flexibilidade inicial do provete, isto é, para o comprimento inicial da fenda, fixado em $a_o = 80$ mm, determinou-se a correcção

$$\Delta_c = \frac{h}{2} \sqrt[3]{bEC_o} - a_o \quad (3.1-1)$$

Usou-se depois esta correcção para determinar o comprimento real da fenda nos ciclos de carga posteriores, pois, a partir da flexibilidade C medida, obtemos

$$a_c = \frac{h}{2} \sqrt[3]{bEC} - |\Delta_c| \quad (3.1-2)$$

Como seria de esperar, os valores de Δ_c (figura 3.1-20) são inferiores aos de Δ (figura 3.1-17), sendo a dispersão bastante inferior. Os valores G_{Ic} (figura 3.1-21 e tabela 3.1-1) são agora superiores aos anteriormente obtidos (figura 3.1-19) sendo a diferença entre os dois

valores proporcional ao G_{Ic} médio. De facto, as diferenças entre o comprimento aparente da fenda (a_v), observado à lupa, e o comprimento calculado a_c , aumentam com G_{Ic} (figura 3.1-22), dada a maior dimensão da zona plástica. De salientar também as diferenças entre os valores de iniciação e de propagação (tabela 3.1-1) que, em termos relativos, são mais relevantes para as superfícies laminadas.

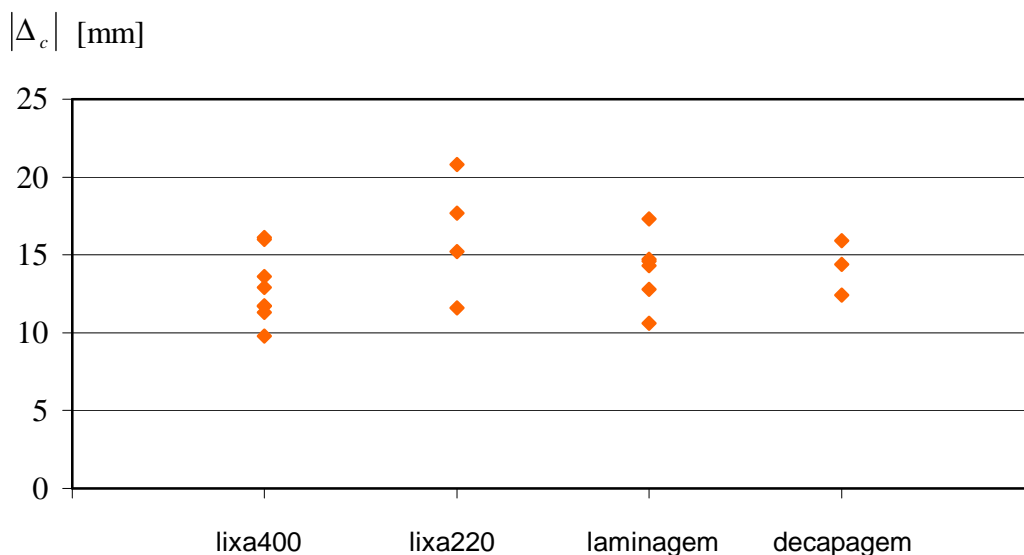


Figura 3.1-20: Valores da correcção Δ_c de todos os provetes.

Tabela 3.1-1: Comparação dos valores médios de propagação e iniciação de G_{Ic} obtidos com (a_c, Δ_c) e com (a_v, Δ) .

tratamento superficial	\overline{G}_{Ic} propagação [N/m]		\overline{G}_{Ic} iniciação [N/m]	
	(a_v, Δ)	(a_c, Δ_c)	(a_v, Δ)	(a_c, Δ_c)
laminagem	65	67	102	109
lixa400	138	151	138	152
lixa220	792	912	662	735
decapagem	390	483	303	394

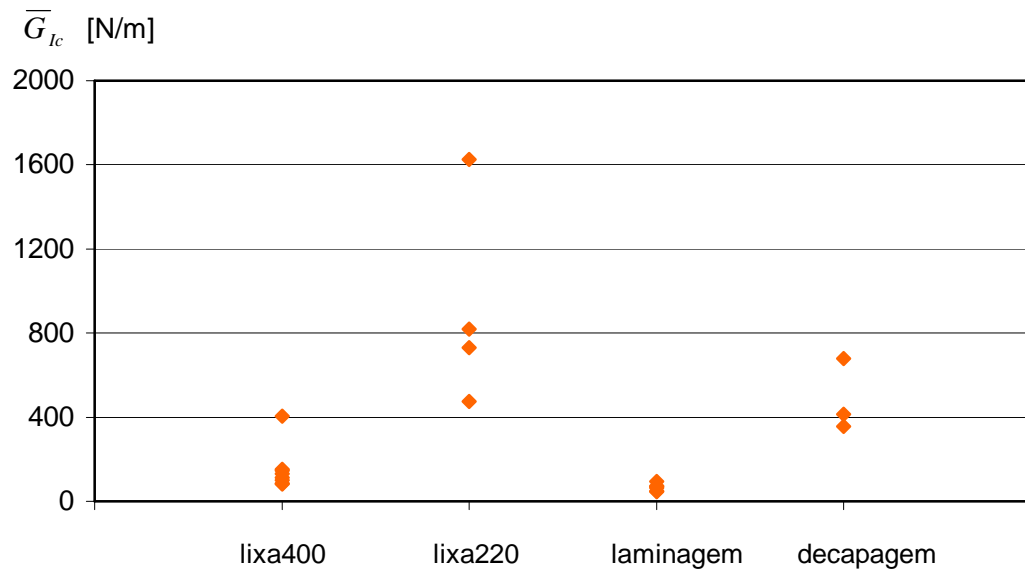


Figura 3.1-21: Valores médios de propagação de G_{Ic} obtidos com a_c e Δ_c para todos os provetes.

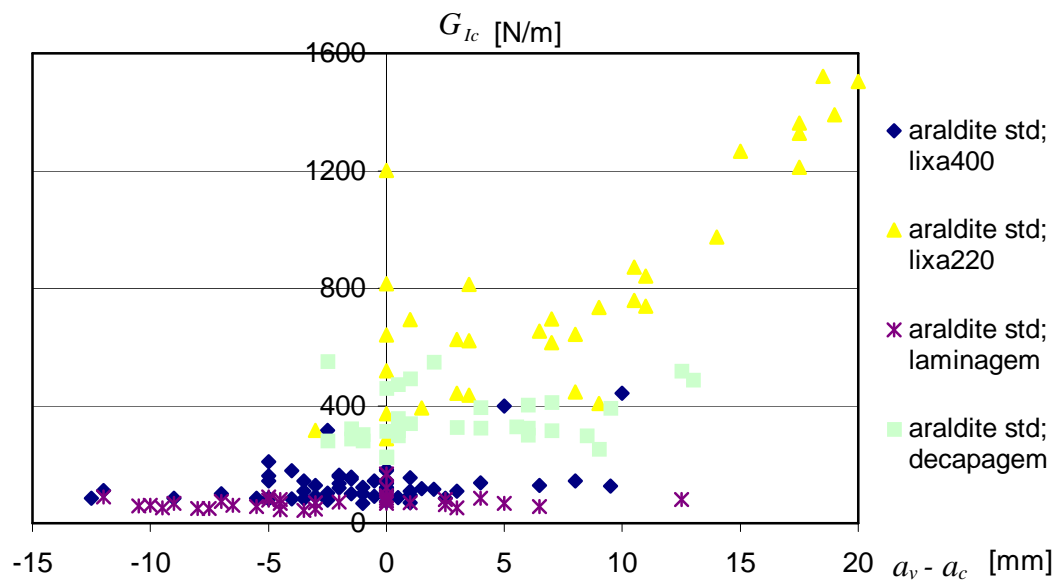


Figura 3.1-22: Diferença de comprimentos de fenda ($a_v - a_c$) em função de G_{Ic} .

3.1.2. COMPARAÇÃO DOS DIFERENTES ADESIVOS

As figuras 3.1-23 a 3.1-30 mostram curvas P - δ , gráficos de regressão da TVC e curvas do módulo e R típicas de provetes colados com Loctite 3450 e Loctite 330, de superfícies laminadas. Ao contrário do que sucedeu com a Araldite, a rotura foi essencialmente coesiva: 70 a 100 %.

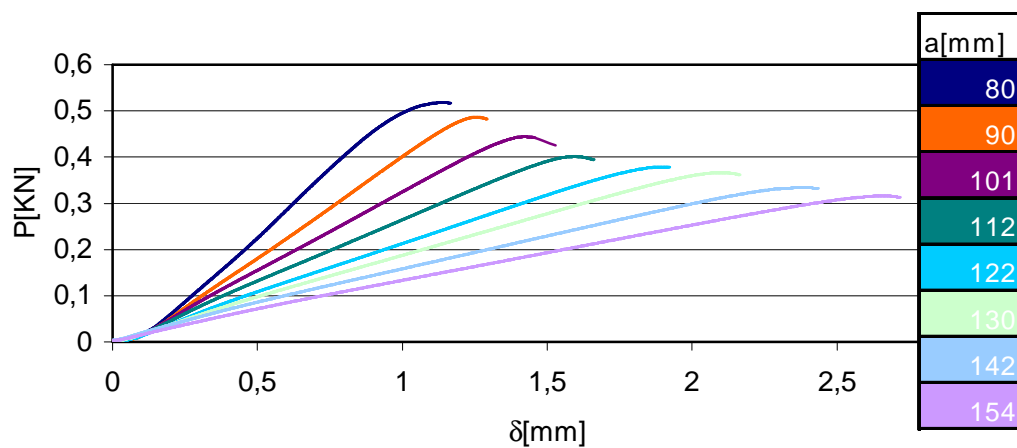


Figura 3.1-23: Curvas P - δ de um provete de aderentes colados com Loctite 3450.

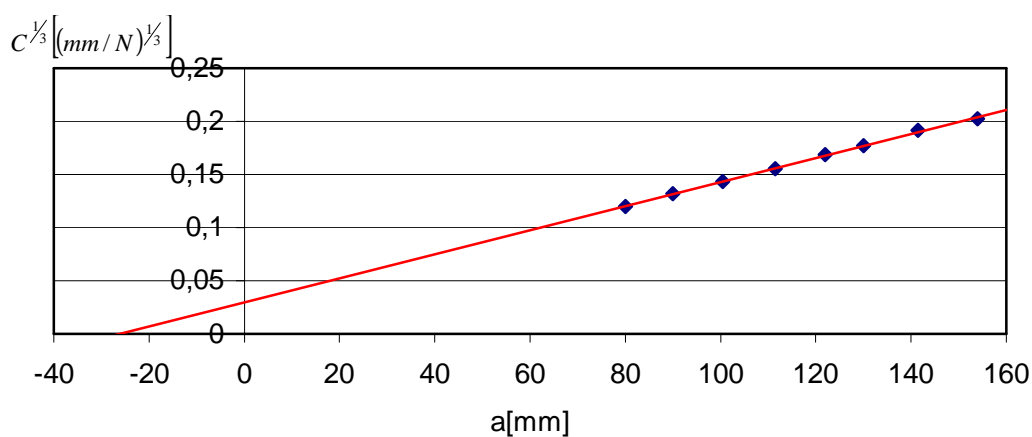


Figura 3.1-24: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes colados com Loctite 3450.

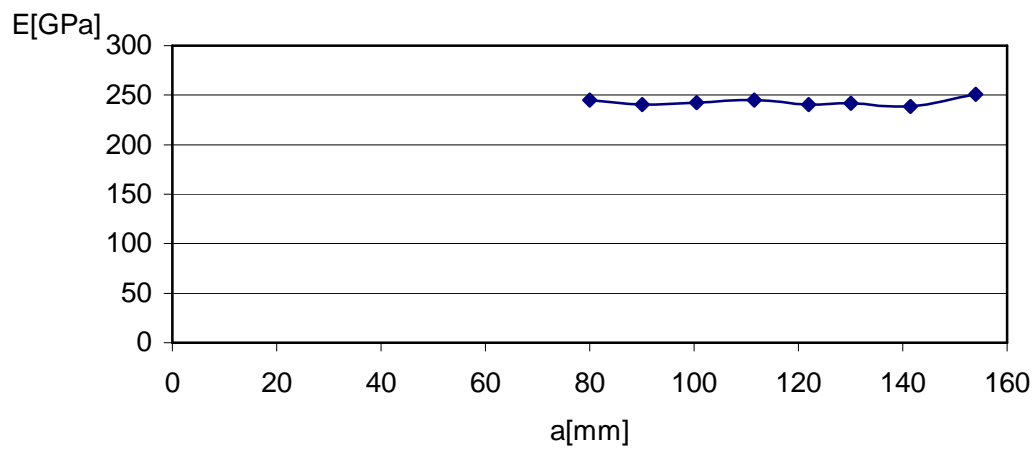


Figura 3.1-25: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes colados com Loctite 3450.

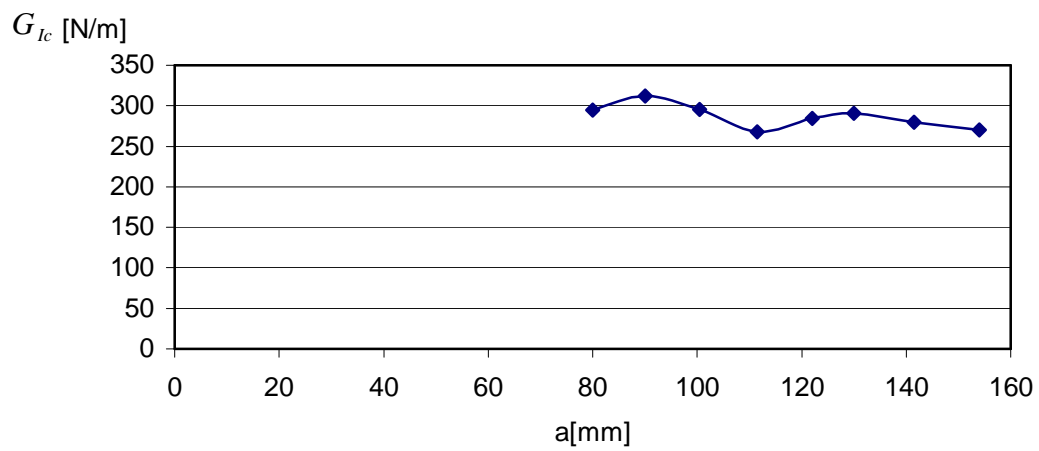


Figura 3.1-26: Curva R de um provete de aderentes colados com Loctite 3450.

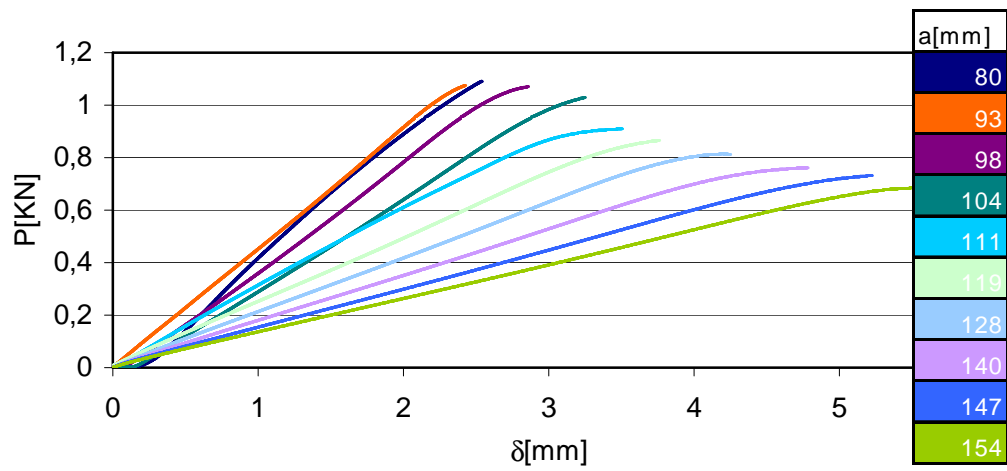


Figura 3.1-27: Curvas P - δ de um provete de aderentes colados com Loctite 330.

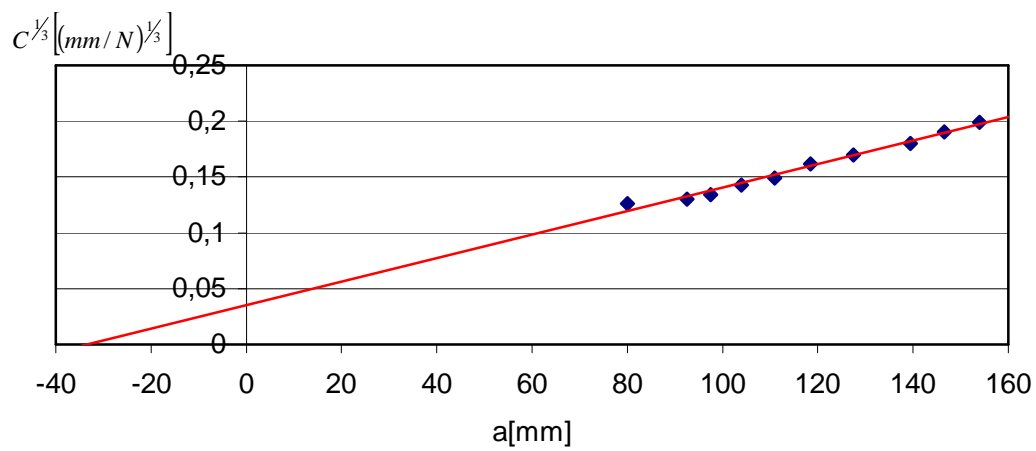


Figura 3.1-28: Gráfico de regressão da TVC de um provete de aderentes colados com Loctite 330.

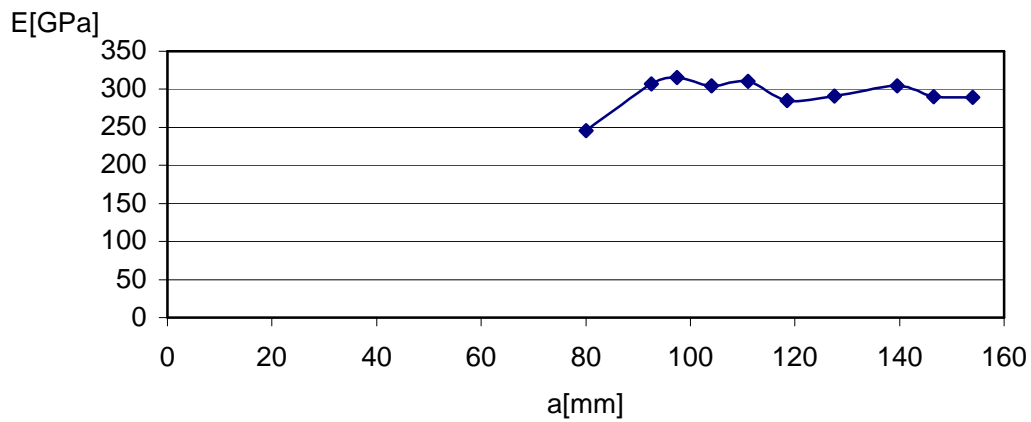


Figura 3.1-29: Módulo à flexão estimado pela TVC de um provete de aderentes colados com Loctite 330.

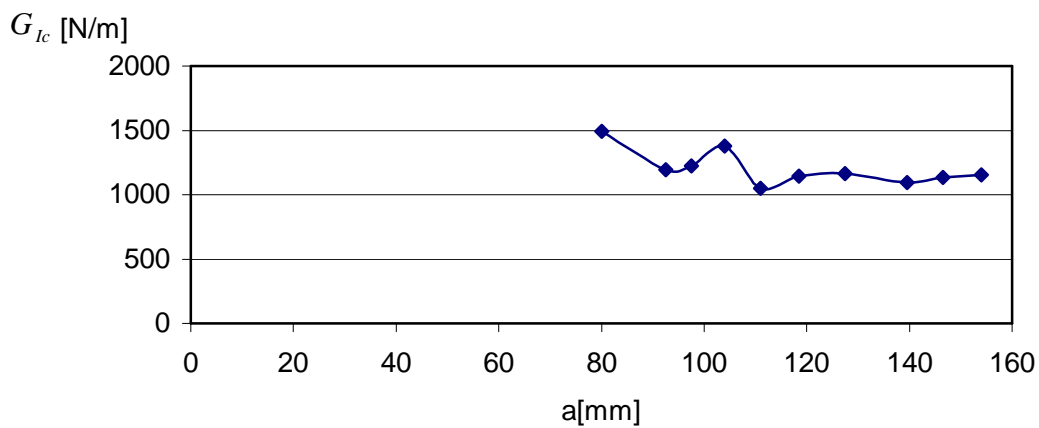


Figura 3.1-30: Curva R de um provete de aderentes colados com Loctite 330.

Há a registar as mesmas dificuldades na aplicação da TVC, relevantes face aos valores elevados de G_{Ic} , e que motivaram a utilização dos dois métodos de obtenção da correcção Δ . Os resultados estão resumidos nas figuras 3.1-31 a 3.1-35 e tabela 3.1-2 para os provetes colados com Loctite 3450 e Loctite 330, nas quais, para efeitos de comparação, são

incluídos os resultados dos provetes colados com Araldite Standard e superfícies laminadas.

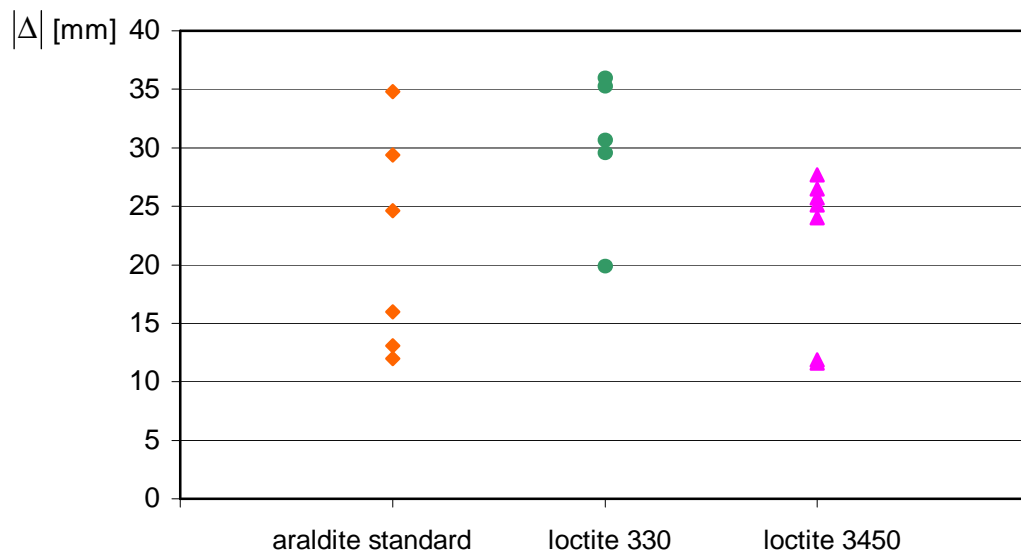


Figura 3.1-31: Resumo dos valores da correcção Δ da TVC para os provetes de aderentes com superfícies laminadas.

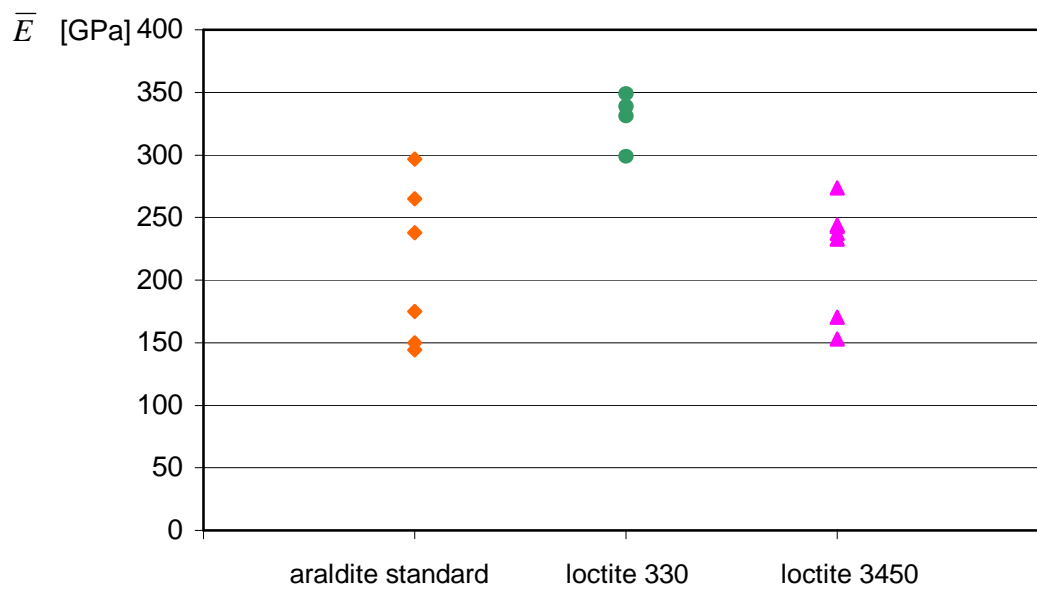


Figura 3.1-32: Resumo dos valores médios do módulo estimado da TVC para os provetes de aderentes com superfícies laminadas.

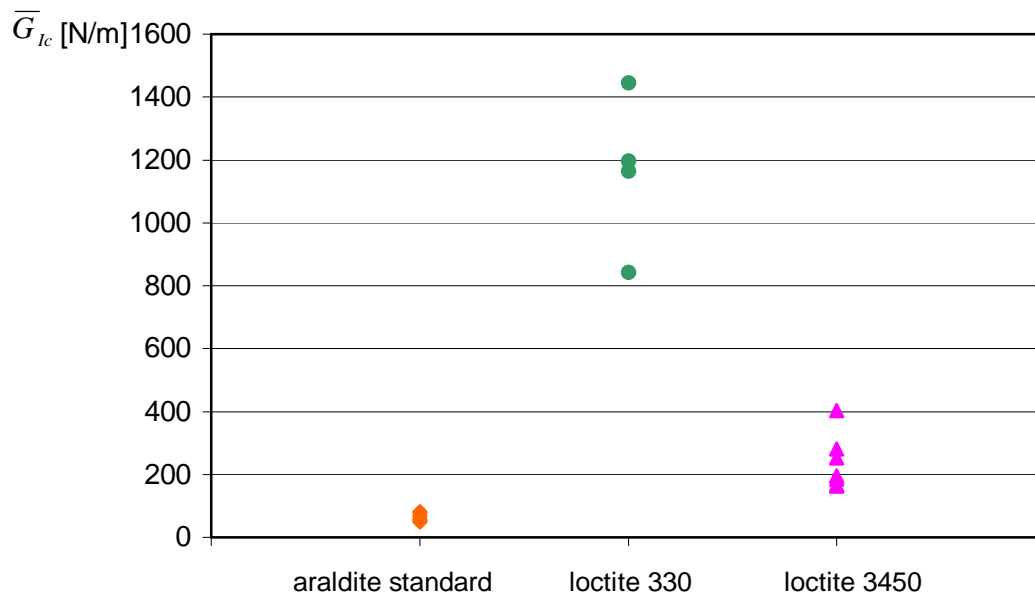


Figura 3.1-33: Resumo dos valores médios de propagação de G_{Ic} para os provetes de aderentes com superfícies laminadas.

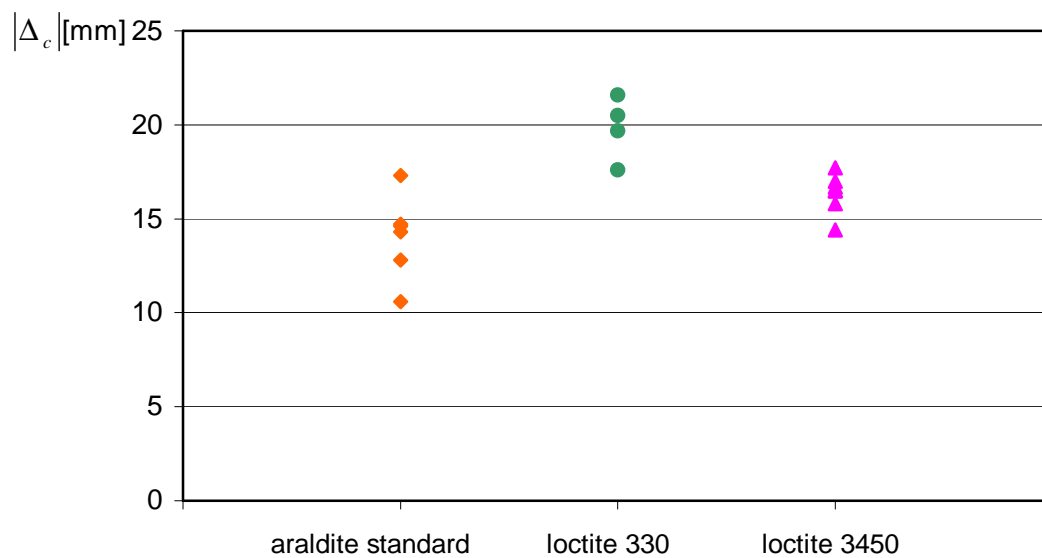


Figura 3.1-34: Resumo dos valores da correcção Δ_c para os provetes de aderentes com superfícies laminadas.

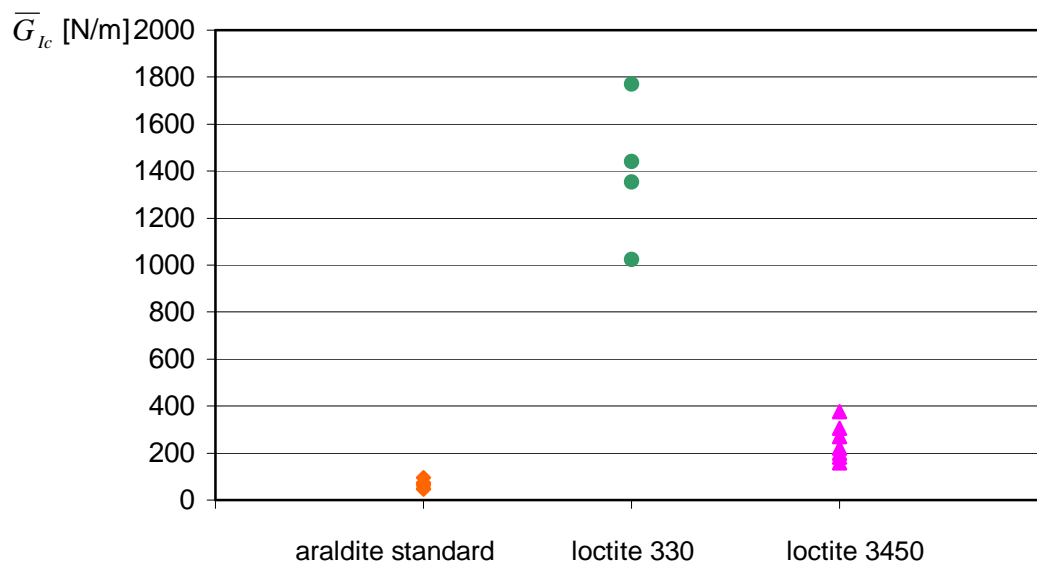


Figura 3.1-35: Resumo dos valores médios de propagação de G_{Ic} obtidos com a_c e Δ_c para os provetes de aderentes com superfícies laminadas.

Finalmente, na tabela 3.1-2 são comparados os resultados obtidos para os vários adesivos, onde, como era previsível, se pode constatar o excelente desempenho do adesivo acrílico, que contrasta fortemente com os fracos resultados para a Araldite Standard. Com os adesivos Loctite, não se verificam diferenças significativas entre os valores de iniciação e de propagação.

Tabela 3.1-2: Comparação dos valores médios de propagação e iniciação de G_{Ic} obtidos com (a_c, Δ_c) e com (a_v, Δ) para os provetes com superfícies laminadas.

cola	\overline{G}_{Ic} propagação [N/m]		\overline{G}_{Ic} iniciação [N/m]	
	(a_v, Δ)	(a_c, Δ_c)	(a_v, Δ)	(a_c, Δ_c)
araldite standard	65	67	102	109
loctite3450	235	244	263	273
loctite330	1207	1428	1317	1460

3.1.3. ANÁLISE DO ENSAIO DCB

Em face dos resultados experimentais apresentados na secção anterior, julgou-se importante realizar simulações numéricas do ensaio DCB. Os objectivos principais eram avaliar a validade:

- do método de tratamento de dados modificado;
- dos G_{Ic} medidos, com base na análise da dimensão da zona plástica que se forma atrás da frente da fenda.

Nas simulações numéricas utilizou-se o programa de elementos finitos (EF) ABAQUS®. Os modelos foram construídos com elementos bidimensionais quadráticos de 8 nós, integração reduzida e estado plano de tensão. Admitindo que a fenda se propagava no meio da camada adesiva, devido à simetria do problema, foi apenas modelada metade do provete DCB, como se ilustra na figura 3.1-36.

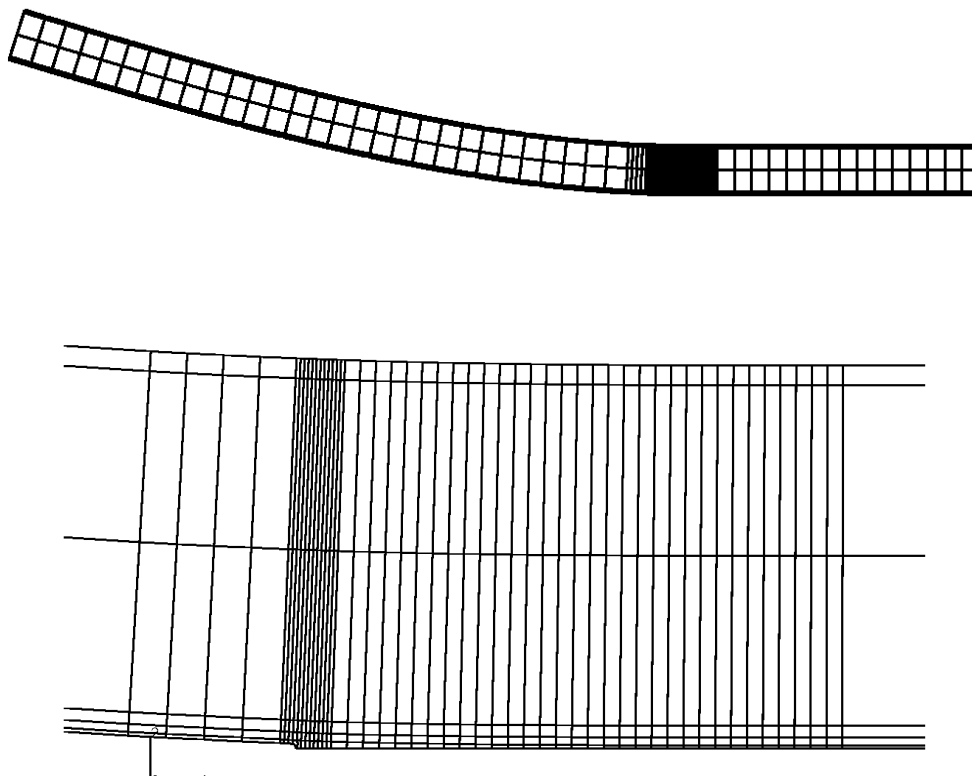


Figura 3.1-36: Modelo de EF do provete DCB com ampliação junto à fenda.

Considerou-se que a camada adesiva tinha um comportamento elasto-perfeitamente plástico, com superfície de cedência de von Mises. As propriedades atribuídas ao adesivo foram módulo 2 GPa, coeficiente de Poisson 0,3 e tensões de cedência de 20 a 40 MPa, que serão os limites em que se encontram os adesivos ensaiados. A figura 3.1-37 mostra curvas carga-deslocamento obtidas para um comprimento de fenda de 120 mm. Os desvios de linearidade são significativos quando a tensão de cedência é apenas de 20 MPa.

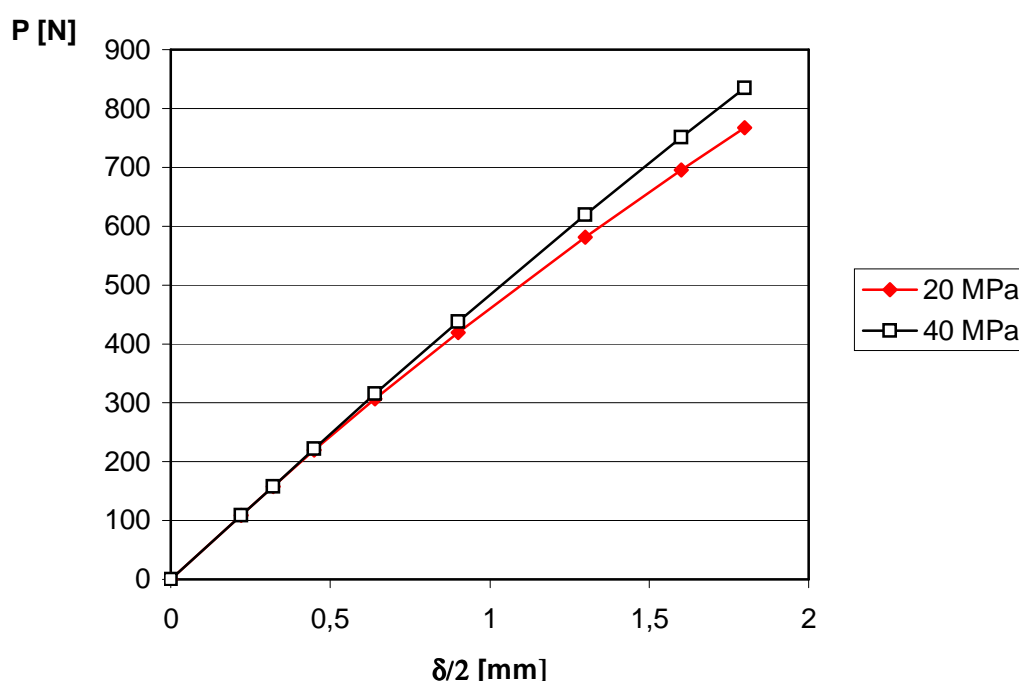


Figura 3.1-37: Curvas carga-deslocamento obtidas na simulação do ensaio DCB para diferentes tensões de cedência do adesivo.

Para determinar o impacto da referida não-linearidade nos G_{Ic} medidos, foram utilizados modelos com comprimentos de fenda entre 80 e 140 mm, tendo-se procedido à regressão da TVC em diferentes níveis de G_{Ic} . Em todos os casos considerados, o coeficiente de correlação foi praticamente igual a 1. Nos resultados resumidos na tabela 3.1-3, verifica-se apenas um pequeno decréscimo do módulo estimado, facto que valida o método de tratamento de dados empregue na secção anterior. É também evidente que a correcção Δ aumenta com G_{Ic} , o que naturalmente acaba por influenciar ligeiramente os G_{Ic} calculados, sobretudo para comprimentos de fenda menores.

Tabela 3.1-3: Aplicação da TVC aos modelos de EF. Admitiu-se tensão de cedência 20 MPa para a camada adesiva.

G_{IC} [N/m]	Δ [mm]	E [GPa]	Erro [%]
22	-8,6	190,0	-0,02
689	-11,8	185,1	-2,57
1237	-14,0	185,7	-2,27

Em termos qualitativos, o aumento da correcção Δ com G_{IC} está de acordo com os resultados experimentais. Houve, no entanto, uma dispersão considerável nos valores experimentais de Δ , que foram por vezes superiores aos previstos pelo modelo. Esta discrepância pode ser explicada pela existência de microfendas na zona plástica, que conduziram a sobreestimativas do comprimento da fenda a , e, consequentemente do módulo estimado como se viu em 3.1.1 e 3.1.2.

A figura 3.1-38 mostra as distribuições de tensões normais na camada adesiva a seguir à frente da fenda, obtidas por análise linear elástica. As tensões apresentadas foram obtidas nos pontos de Gauss mais próximos da linha de simetria, sendo muito semelhantes às dos pontos de Gauss mais próximos da interface, ou seja, a camada adesiva está sob um estado de tensão quase-uniforme. Os valores das tensões foram ainda normalizados pela tensão de flexão nominal na secção da frente da fenda $6P(a - \Delta)/bh^2$. Numa análise algo grosseira, podemos dizer que a "zona K ", isto é, a zona em que o campo de tensões depende essencialmente de um factor de intensidade de tensões K associado à singularidade, é certamente inferior a 6 mm.

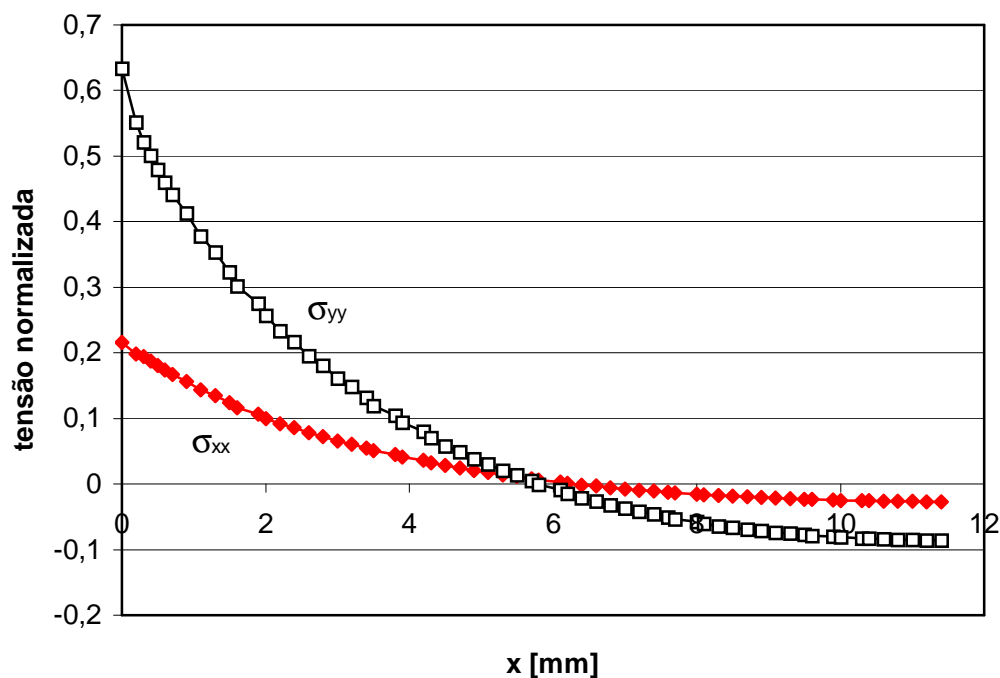


Figura 3.1-38: Tensões normalizadas na camada adesiva a seguir à frente da fenda obtidas numa análise linear elástica.

A evolução da zona plástica com G_{Ic} está representada na figura 3.1-39. Como é evidente, a zona plástica assume dimensões tais que, os valores de G_{Ic} da ordem de 1000 N/m obtidos para o adesivo acrílico Loctite 330 são seguramente inconsistentes com a Mecânica da Fractura linear elástica. O mesmo não se passa para os restantes adesivos.

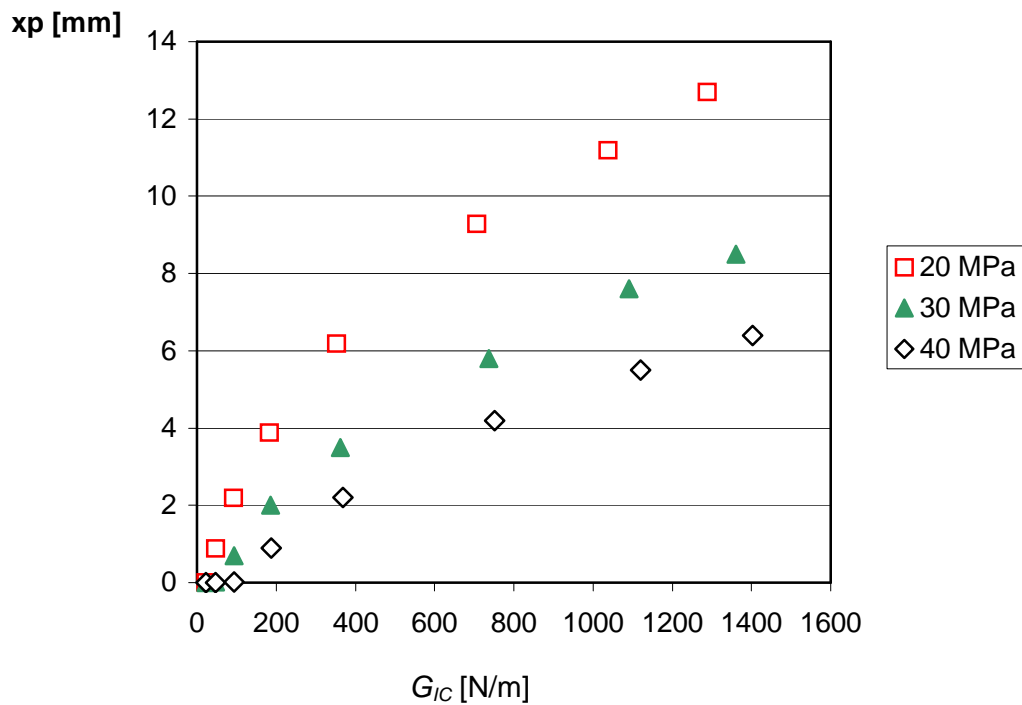


Figura 3.1-39: Dimensão da zona plástica a seguir à frente da fenda em função de G_{IC} para diferentes tensões de cedência do adesivo.

3.2. ENSAIOS ENF

Não foi possível obter resultados para G_{IIc} nos ensaios ENF realizados, uma vez que as chapas sofreram deformação plástica antes de haver qualquer sinal de propagação da fenda. A figura 3.2-1 apresenta as curvas carga-deslocamento obtidas para provetes colados com Araldite Standard e com Loctite 330.

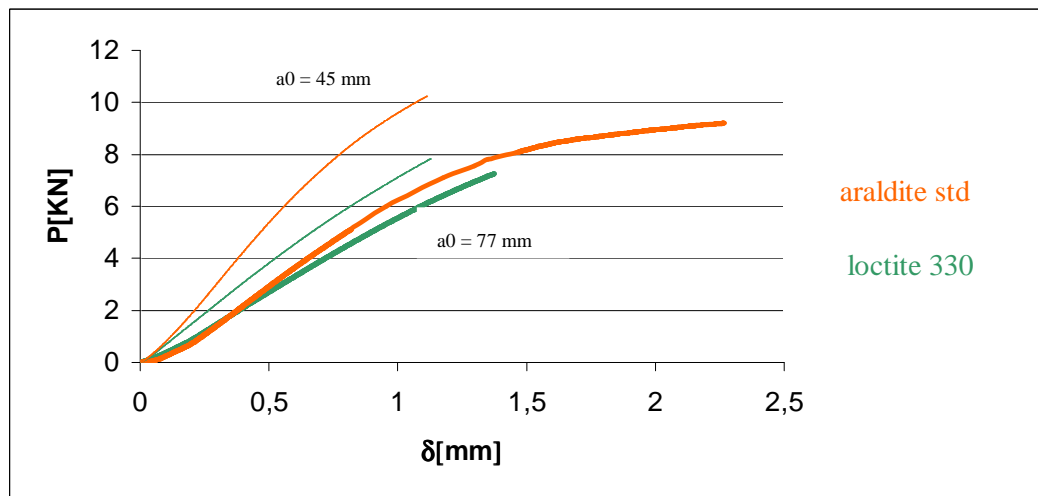


Figura 3.2-1: Curvas P - δ de provetes ENF.

Aparentemente, a solução para os ensaios ENF passaria pela utilização de chapas de aço de maior tensão de cedência. Há porém um obstáculo básico: isso implicaria que os provetes ENF tivessem superfícies diferentes das dos restantes provetes e, como se viu nos ensaios DCB, o estado da superfície têm uma influência importante no G_{Ic} da colagem. Por conseguinte, mesmo que fosse possível obter valores G_{Ic} , não seria legítimo compará-los com as restantes propriedades.

Conforme foi referido em 2.3.2 e 2.3.3, a impossibilidade de obter valores de G_{Ic} foi de certa forma compensada pela realização de ensaios de provetes do tipo junta de sobreposição com fendas nas extremidades.

3.3. ENSAIOS DE RESISTÊNCIA

3.3.1. ENSAIOS DE JUNTAS DE SOBREPOSIÇÃO SIMPLES

A figura 3.3-1 apresenta os resultados de todos os ensaios de juntas de sobreposição simples efectuados, e que são resumidos na tabela 3.3-1. As cores dos pontos da figura 3.3-1 correspondem às da tabela 3.3-1.

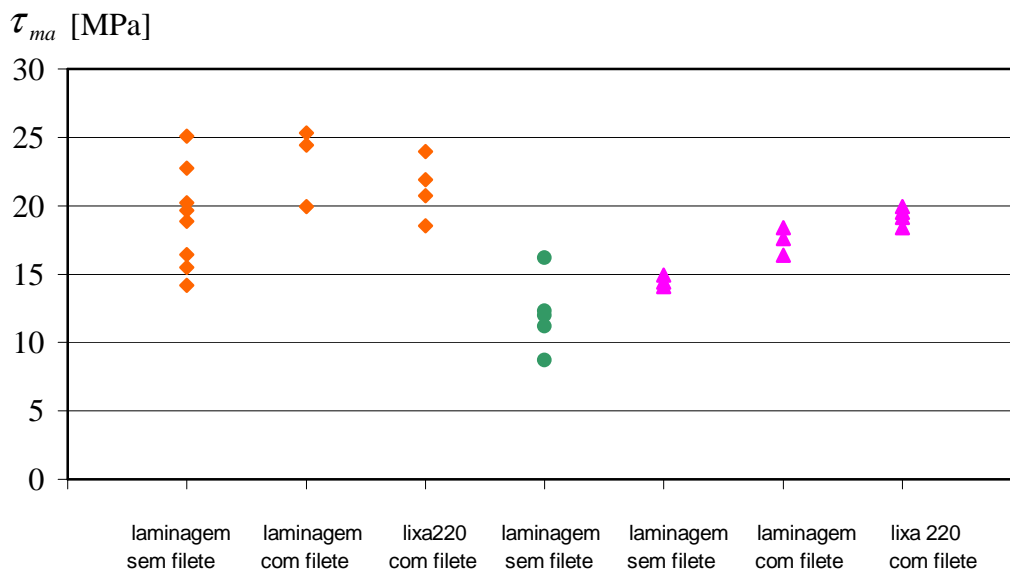


Figura 3.3-1: Resultados dos ensaios de juntas de sobreposição simples.

Tabela 3.3-1: Resumo dos resultados dos ensaios de juntas de sobreposição simples.

cola	filete	tratamento superficial	$\bar{\tau}_{ma}$ [MPa]	desvio padrão [MPa]	modo de rotura
araldite standard	sem	laminagem	19,1	3,7	interfacial
	com	laminagem	23,2	2,8	
		lixa 220	21,3	2,3	
loctite 330	sem	laminagem	12,1	2,7	6% a 40% coesiva
loctite 3450	sem	laminagem	14,5	0,4	5% coesiva
	com	laminagem	17,5	1,0	3% a 30% coesiva
		lixa 220	19,2	0,6	60% a 90% coesiva

É notório o melhor desempenho dos provetes colados com Araldite Standard, facto um tanto ou quanto surpreendente em face dos fraquíssimos resultados nos ensaios DCB, e atendendo ao modo de rotura puramente interfacial observado. No entanto, este modo de rotura está com certeza na origem da maior dispersão nos resultados deste adesivo. Também ao contrário do que se verificou nos ensaios DCB, foram obtidas resistências mais elevadas nos provetes com superfícies de laminagem do que com superfícies tratadas com lixa 220. A importância do filete é manifesta, como é defendido por Adams (vide 1.3). É de salientar que, apesar de se terem verificado as condições da expressão (2.3-4), nos provetes com filete houve de facto cedência plástica na zona adjacente à sobreposição, tal como é esquematicamente representado na figura (3.3-2). Isto deve-se às tensões de flexão, que não são tidas em conta na referida equação.



Figura 3.3-2: Representação esquemática da deformação plástica nos provetes JSS.

Relativamente ao adesivo epoxídico Loctite 3450, há também um importante efeito do filete. Ao contrário do que sucede com a Araldite, o tratamento com lixa 220 é benéfico, produzindo um aumento da percentagem de rotura coesiva.

Nos provetes colados com Loctite 330, houve, relativamente ao ensaio DCB, um decréscimo da percentagem de rotura coesiva. O efeito do filete não foi avaliado, uma vez que não é possível curá-lo: não há praticamente fluxo de cola, e o activador não actua fora da zona de sobreposição. Note-se também a mudança do modo de rotura de praticamente 100 % coesiva nos ensaios DCB para, aparentemente, quase 100 % interfacial.

Os resultados dos ensaios de juntas de sobreposição simples com aderentes espessos (JSS-AE) para tratamento superficial de lixa 220 nas suas diversas variantes (vide 2.3.2) são apresentados nas figuras 3.3-3 a 3.3-5 e na tabela 3.3-2.

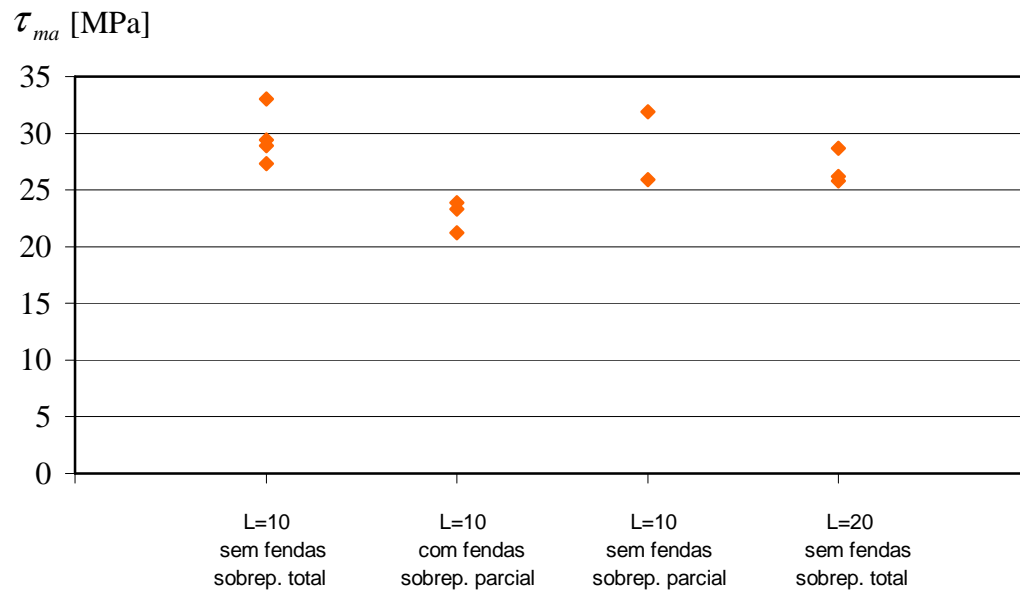


Figura 3.3-3: Resultados dos ensaios de provetes JSS-AE com Araldite Standard.

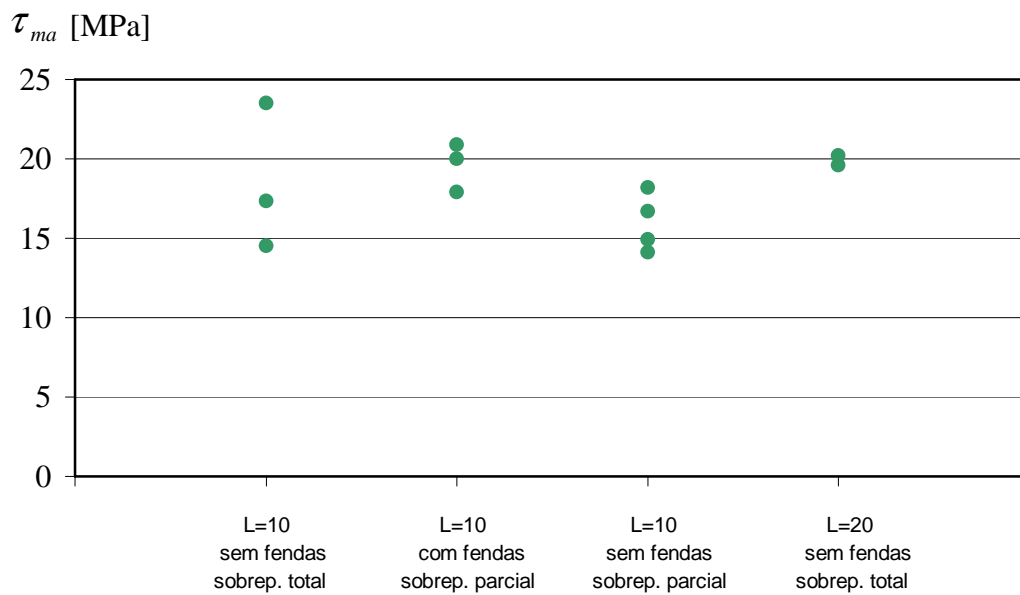


Figura 3.3-4: Resultados dos ensaios de provetes JSS-AE com Loctite 330.

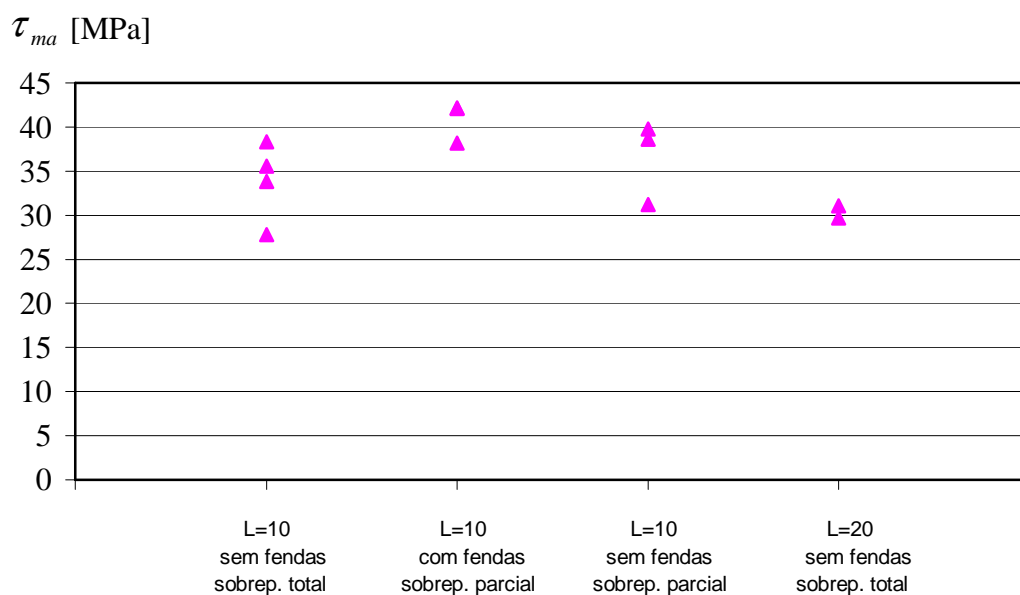


Figura 3.3-5: Resultados dos ensaios de provetes JSS-AE com Loctite 3450.

Tabela 3.3-2: Resumo dos resultados dos ensaios de JSS-AE.

cola	L [mm]	sobre- posição	fendas [mm]	$\bar{\tau}_{ma}$ [MPa]	desvio padrão [MPa]	ϵ_{me} [%]	desvio padrão [%]	modo de rotura
araldite standard	10	total	não	29,7	2,4	0,15	0,02	interfacial
		parcial	não	28,9	4,2			
			sim	22,8	1,4			
	20	total	não	26,9	1,6			
loctite 330	10	total	não	18,4	4,6	0,67	0,22	5% a 50% coesiva
		parcial	não	16,6	1,7			interfacial
			sim	19,6	1,5			3% coesiva
	20	total	não	19,8	0,3			interfacial
loctite 3450	10	total	não	33,9	4,5	0,17	0,03	80% a 100% coesiva
		parcial	não	36,5	4,7			4% a 95% coesiva
			sim	40,8	2,3			20% a 85% coesiva
	20	total	não	30,4	1,0			10% coesiva

Numa apreciação global aos resultados, podemos dizer que os provetes de Araldite continuam a ter um bom desempenho, mantendo contudo o modo de rotura puramente

interfacial. No entanto, ao contrário do que sucedeu no ensaio de JSS, os provetes colados com adesivo Loctite 3450 mostraram-se tão ou mais resistentes que os de Araldite. Isto vem reforçar as objecções de Adams e de Hart-Smith ao interesse dos ensaios de JSS, mesmo para efeitos comparativos.

Quanto aos provetes de sobreposição parcial, os baixos valores das resistências dos provetes de Loctite 330 e as elevadas dispersões nos restantes adesivos indiciam provavelmente alguns problemas de preparação, ou o facto de a sobreposição parcial acabar por corresponder a pré-fendas.

Convém salientar que os valores elevados da tensão de corte média de rotura τ_{ma} dos provetes com fendas se devem sobretudo ao facto de aquelas terem sido calculadas com base no comprimento de sobreposição efectivo, descontando o comprimento das fendas. A Araldite é algo sensível à presença de fendas e os resultados de acordo com o esperado. O Loctite 330 é praticamente insensível à presença das fendas, devido à grande resistência às cargas de clivagem, característica dos adesivos acrílicos, que dá origem a grandes zonas plásticas e a elevadas tenacidades das ligações. Notar porem o modo de rotura essencialmente interfacial, ao contrário do que se verificou no ensaio DCB. No caso do Loctite 3450, os provetes com fendas e de sobreposição parcial apresentam resistências bastante superiores às dos provetes de sobreposição total. Isto vem demonstrar que este adesivo é muito sensível a efeitos de bordo, o que está de acordo com os resultados dos ensaios JSS. Outro factor importante pode ser a plastificação prematura junto aos bordos, promovida pela presença das fendas, e que provoca uma redistribuição das tensões favorável à resistência desde que o adesivo ou interface adesivo/substrato sejam suficientemente tenazes, como é o caso deste adesivo. O facto de as fendas terem sido geradas com um filme relativamente espesso (um terço da espessura da camada adesiva) também poderá ter contribuído para estes resultados. No entanto, nos ensaios DCB, a diferença entre os valores de iniciação e de propagação só foi significativa para os provetes de Araldite.

Ao contrário do Loctite 330, as resistências dos adesivos epoxídicos são sensíveis ao aumento do comprimento de sobreposição L de 10 para 20 mm, que implica um acréscimo das tensões localizadas de tracção e de corte, como se poderá constatar em 3.3.4.

3.3.2. ENSAIOS DE JUNTAS DE SOBREPOSIÇÃO DUPLA

As figuras 3.3-6 e 3.3-7 apresentam os resultados de todos os provetes, que são resumidos nas tabelas 3.3-3 e 3.3-4. As cores dos pontos das figuras correspondem às estabelecidas nas tabelas.

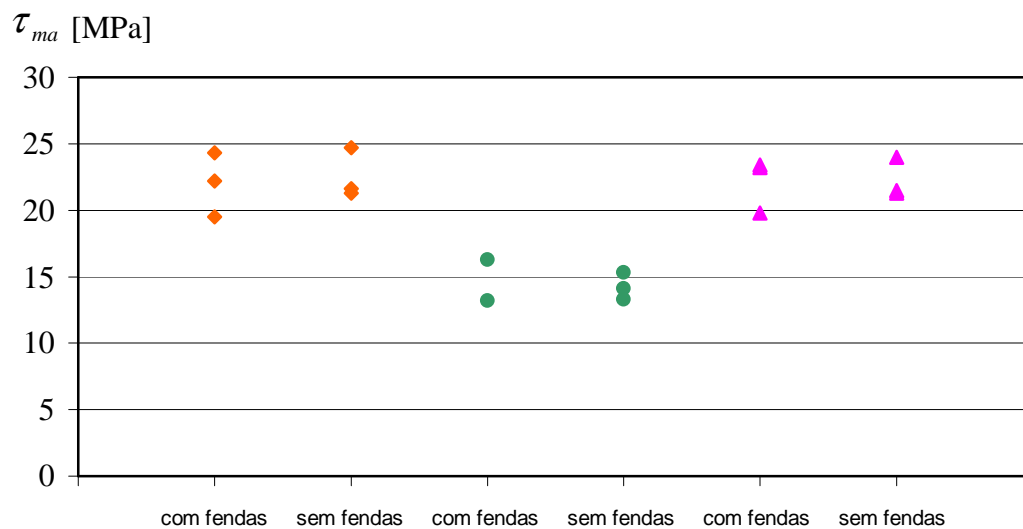


Figura 3.3-6: Resultados dos ensaios de tracção de JSD-AE.

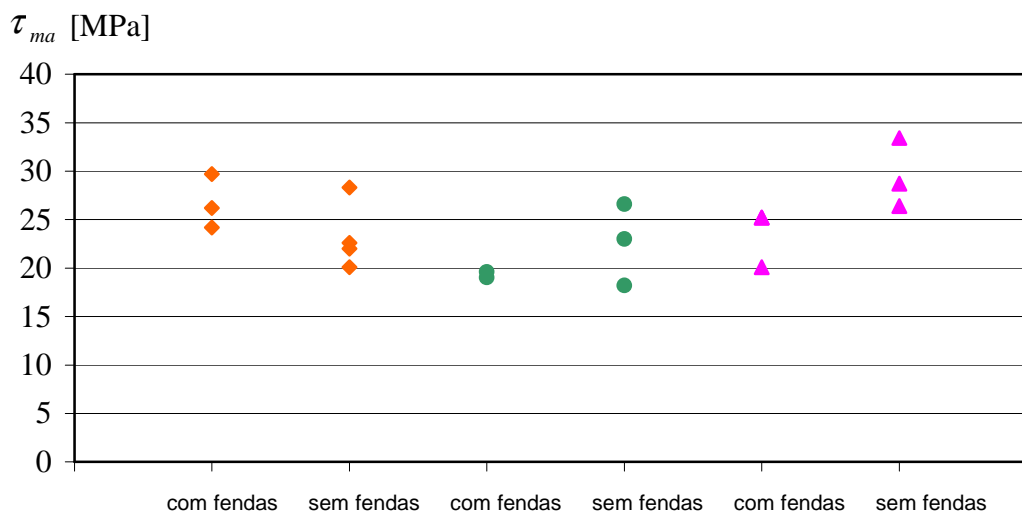


Figura 3.3-7: Resultados dos ensaios de compressão de JSD-AE.

Tabela 3.3-3: Resultados dos ensaios de tracção de juntas de sobreposição dupla com aderentes espessos.

cola	fendas	τ_{ma} [MPa]	desvio padrão [MPa]	modo de rotura
araldite standard	sim	22,0	2,4	interfacial
	não	22,5	1,9	
loctite 330	sim	14,8	2,2	30% a 90% coesiva
	não	14,2	1,0	5% coesiva
loctite 3450	sim	22,1	2,0	5% coesiva
	não	22,3	1,5	

Tabela 3.3-4: Resultados dos ensaios de compressão de juntas de sobreposição dupla com aderentes espessos.

cola	fendas	τ_{ma} [MPa]	desvio padrão [MPa]	modo de rotura
araldite standard	sim	26,7	2,8	interfacial
	não	23,3	3,5	
loctite 330	sim	19,3	0,4	25% a 40% coesiva
	não	22,6	4,2	interfacial
loctite 3450	sim	23,5	2,9	0% a 10% coesiva
	não	29,5	3,6	0% a 100% coesiva

Em geral, os valores de τ_{ma} são inferiores aos dos ensaios JSS-AE. A explicação para tal reside nos efeitos de flexão mais acentuados, que resultam em tensões normais mais significativas, como se verá em 3.3.4. De facto, as tensões normais são de tracção num dos bordos e de compressão no outro, sendo os valores máximos assimétricos. Isto explica as diferenças de τ_{ma} dos ensaios de tracção para os ensaios de compressão, e, confirma a importância das tensões normais no dimensionamento.

Tal como em 3.3.1, os valores da tensão de corte média de rotura τ_{ma} dos provetes com fendas são bastante elevados principalmente porque foram obtidos com base no comprimento de sobreposição efectivo, descontado do comprimento das fendas. Nestas condições, podemos dizer que os resultados são praticamente insensíveis à presença de fendas, o que é algo surpreendente para os provetes de Araldite.

3.3.3. ENSAIOS DE JUNTAS TOPO A TOPO

Não obstante os efeitos de bordo e a sensibilidade a desalinhamentos, as tensões de rotura médias σ_{ma} aproximam-se bastante das tensões de corte obtidas nos ensaios anteriores (tabela 3.3-5). A natureza fortemente coesiva das roturas dos adesivos Loctite indica que as tensões σ_{ma} deverão ser praticamente iguais às resistências à tracção reais da camada

adesiva. De salientar também o carácter parcialmente coesivo de alguns provetes de Araldite.

Tabela 3.3-5: Resultados dos ensaios de juntas topo a topo.

cola	τ_{ma} [MPa]	desvio padrão [MPa]	modo de rotura
araldite standard	28,0	2,9	0% a 50% coesiva
loctite 330	19,6	2,6	70% a 100% coesiva
loctite 3450	27,5	1,5	85% a 100% coesiva

3.3.4. ANÁLISE DOS ENSAIOS DE RESISTÊNCIA

Para melhor interpretar os resultados experimentais apresentados na secção anterior, realizaram-se novamente simulações numéricas com o programa de elementos finitos (EF) ABAQUS®. Os modelos foram construídos com elementos bidimensionais quadráticos de 8 nós, integração reduzida e estado plano de tensão.

As figuras 3.3-7 a 3.3-10 mostram alguns modelos de provetes do tipo JSS-AE e JSD-AE. Nestes últimos, devido à simetria, foi modelada apenas a metade superior relativamente ao plano médio da chapa central.

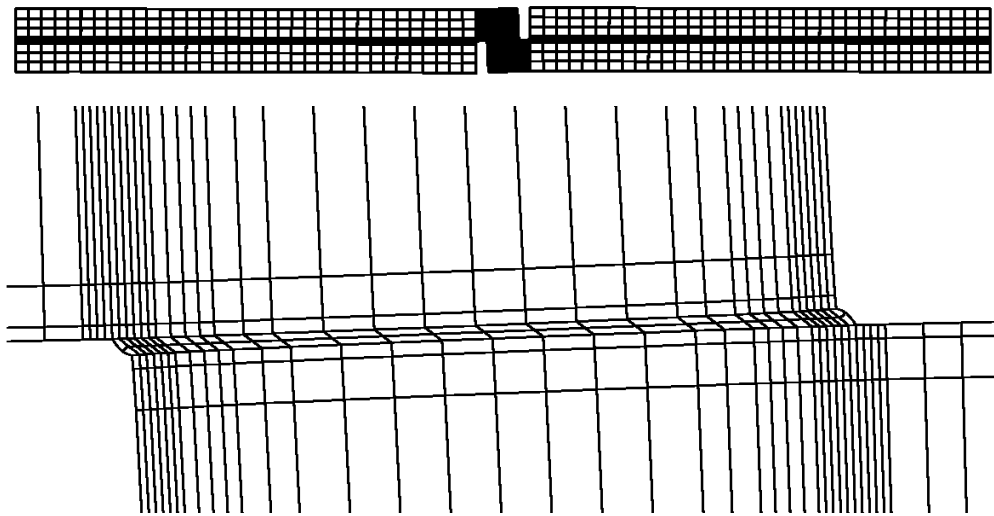


Figura 3.3-7: Modelo de EF do ensaio de JSS-AE de $L = 10$ mm com ampliação na zona de sobreposição.

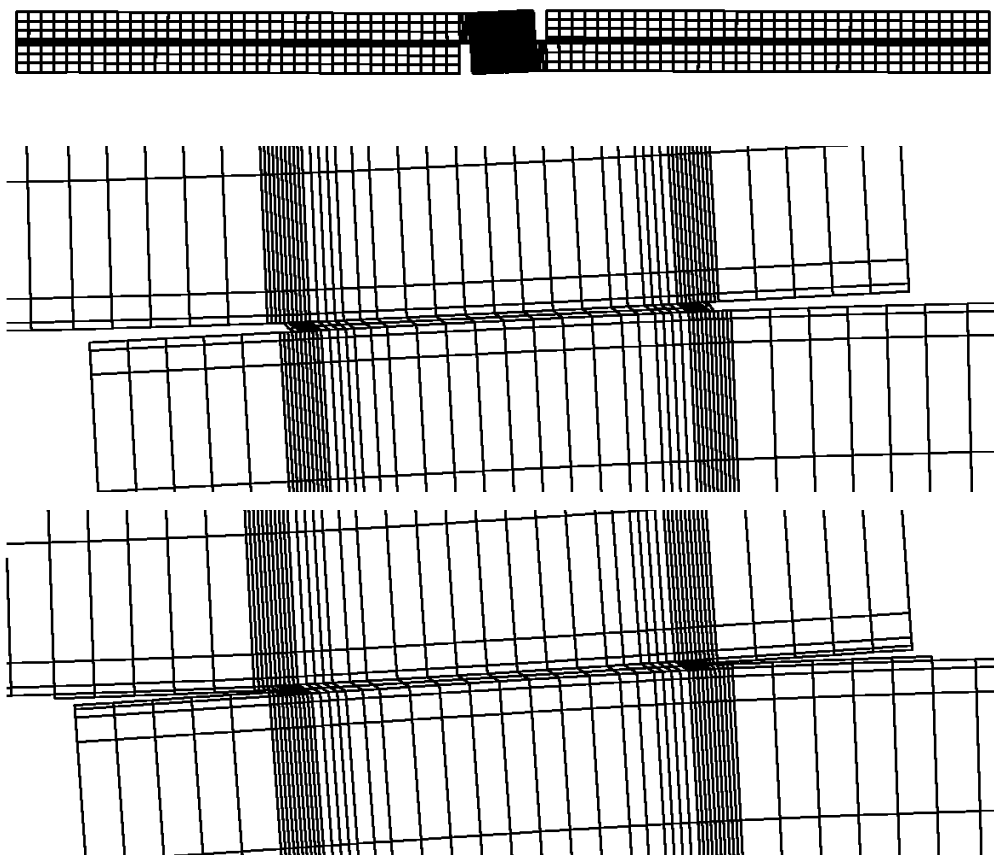


Figura 3.3-8: Modelos de EF do ensaio de JSS-AE de sobreposição parcial com ampliação na zona de sobreposição nos provetes sem e com fendas.

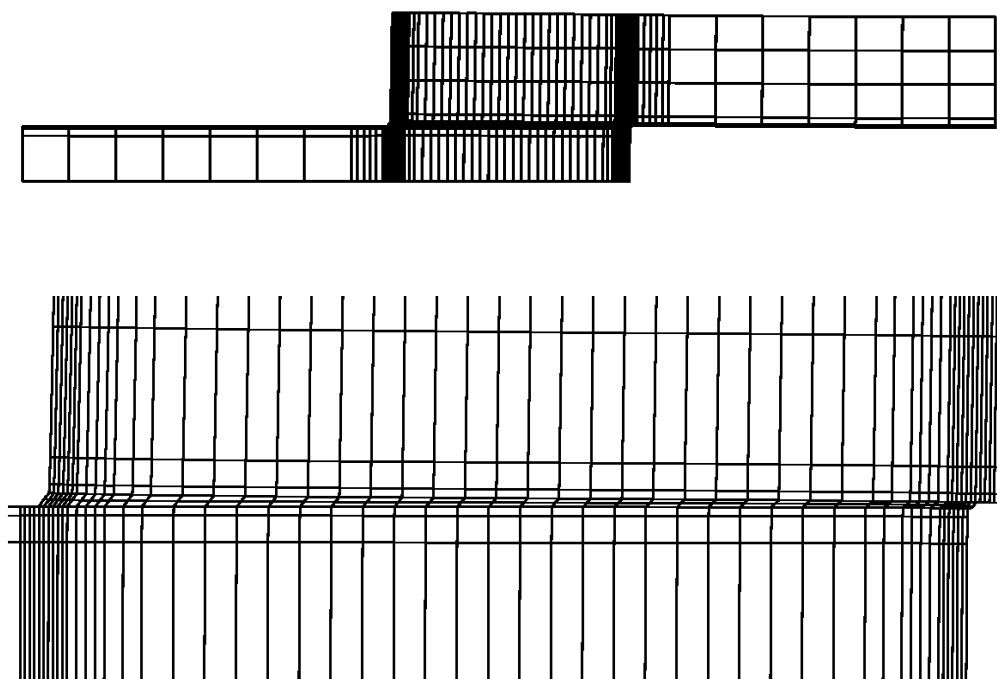


Figura 3.3-9: Modelo de EF do ensaio de JSD-AE à tracção com ampliação na zona de sobreposição.

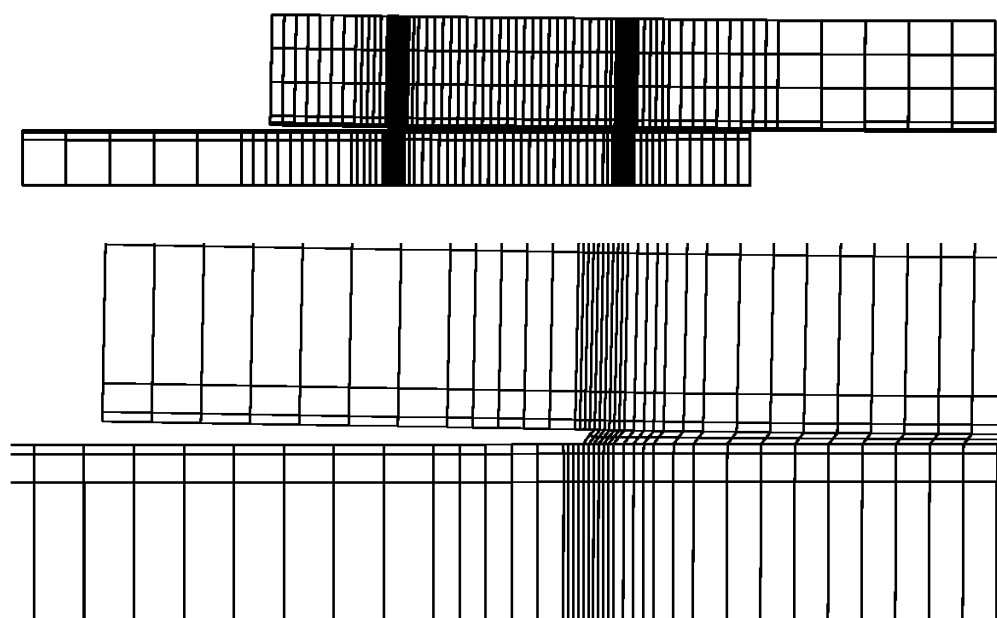


Figura 3.3-10: Modelos de EF do ensaio de JSD-AE à tracção de sobreposição parcial com ampliação na zona de sobreposição nos provetes sem e com fendas.

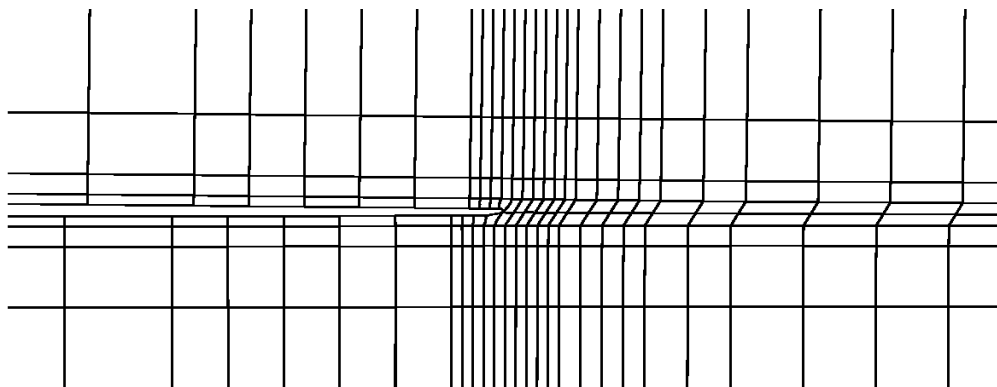


Figura 3.3-10: (continuação).

Como se pode depreender das figuras acima, apesar de os aderentes serem chapas relativamente espessas, há sempre efeitos de flexão que geram tensões normais na camada adesiva. Tal é comprovado pelas distribuições de tensões representadas graficamente nas figuras 3.3-11 a 3.3-17. Nestas, as tensões foram normalizadas pela tensão de corte média na camada adesiva. De facto, devido a espessura considerável das chapas, verificou-se que as distribuições de tensões normalizadas, eram praticamente independentes da carga aplicada, mesmo sob tensões de corte médias relativamente altas e em análises não-lineares geométricas. No entanto, devem ser realçados os seguinte pontos:

- o facto de se ter admitido sempre comportamento linear elástico para o adesivo, hipótese que sendo naturalmente irrealista a partir de certos valores da carga, permite contudo interpretar, de forma comparativa, os resultados experimentais obtidos nos vários tipos de ensaios;
- os valores obviamente erróneos nos pontos localizados nos bordos devido às singularidades aí existentes;
- as tensões apresentadas foram obtidas no meio da camada adesiva, tendo-se verificado que as tensões nas interfaces eram praticamente iguais.

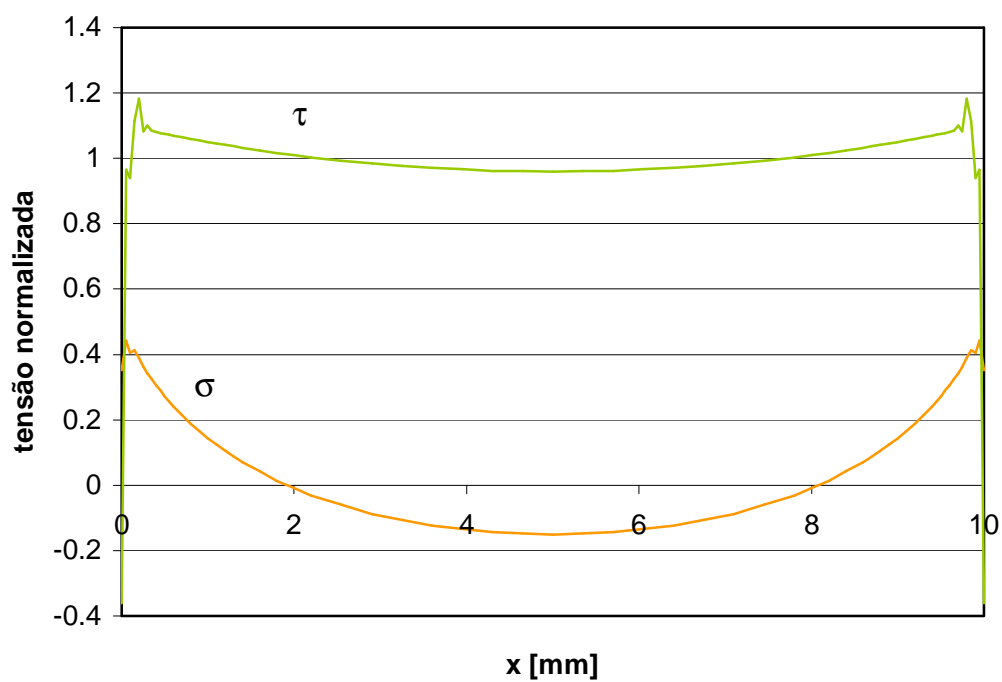


Figura 3.3-11: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSS-AE.

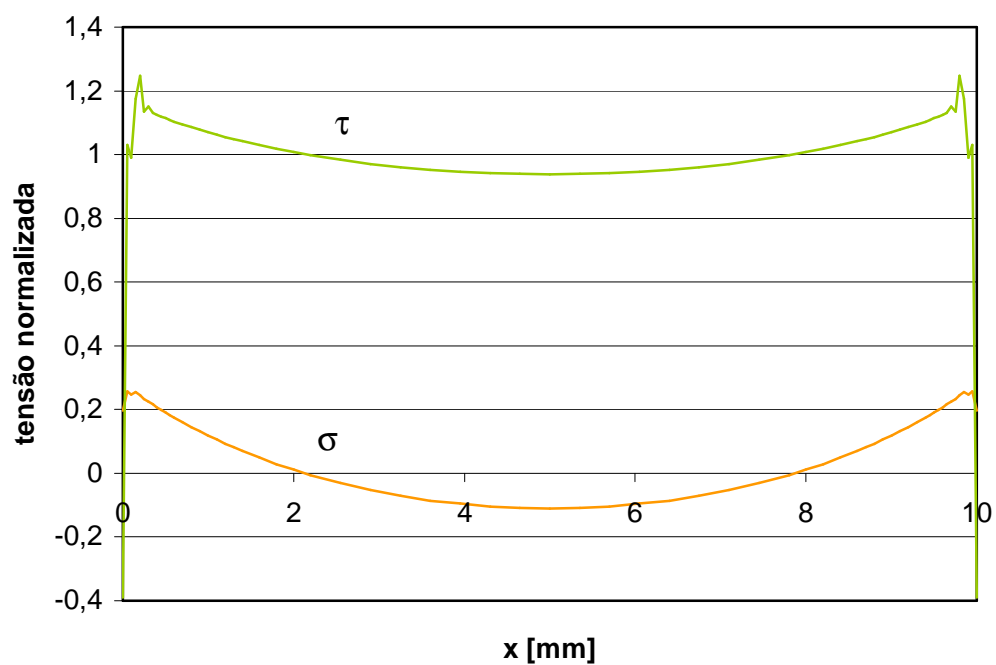


Figura 3.3-12: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSS-AE de sobreposição parcial.

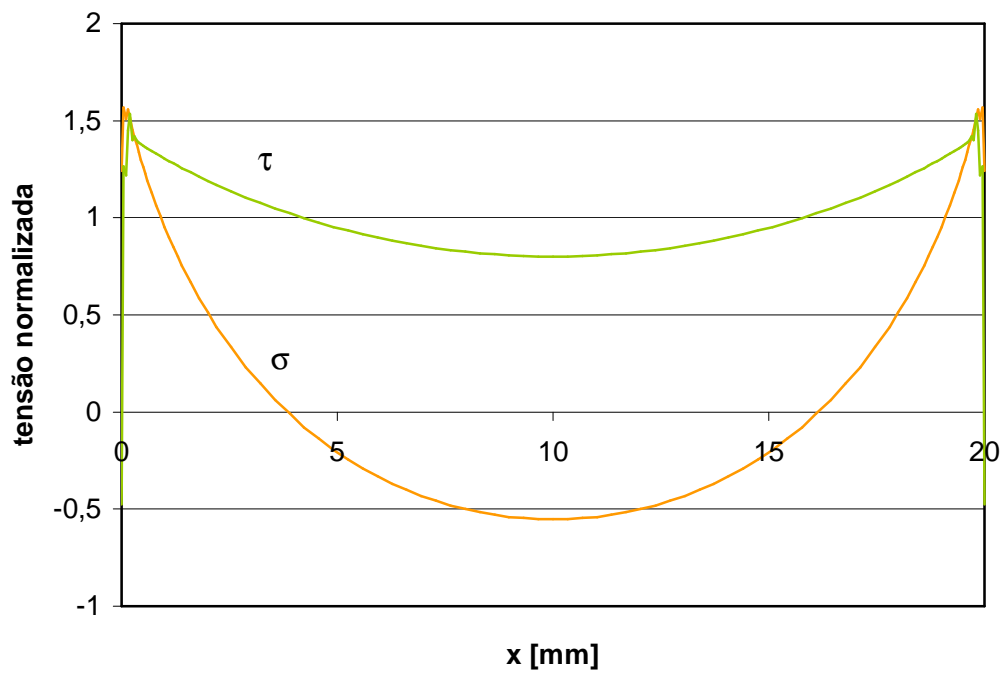


Figura 3.3-13: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSS-AE com $L = 20$ mm.

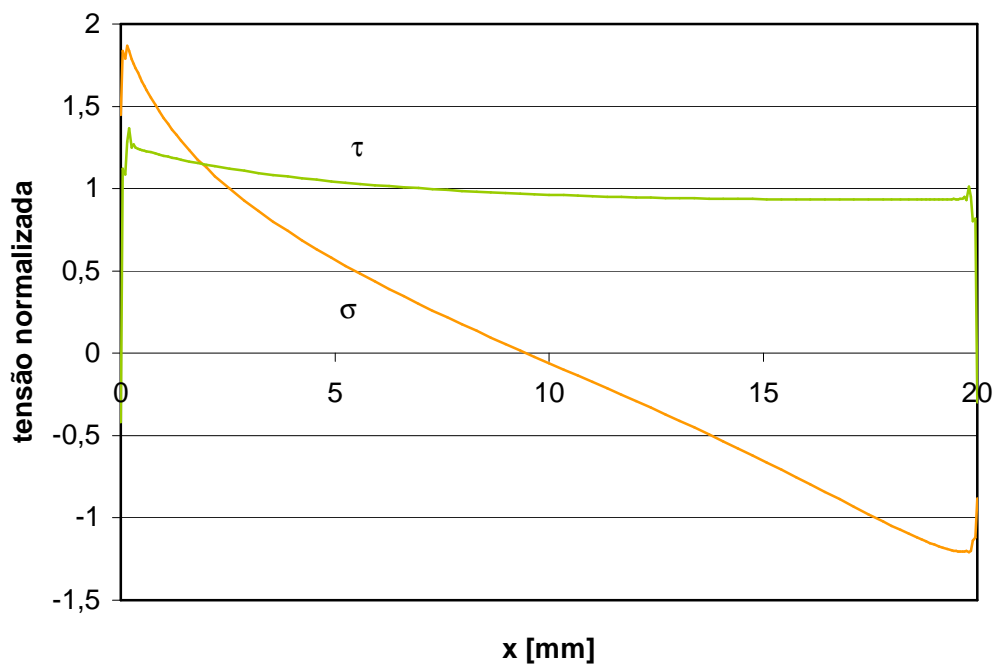


Figura 3.3-14: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSD-AE à tracção.

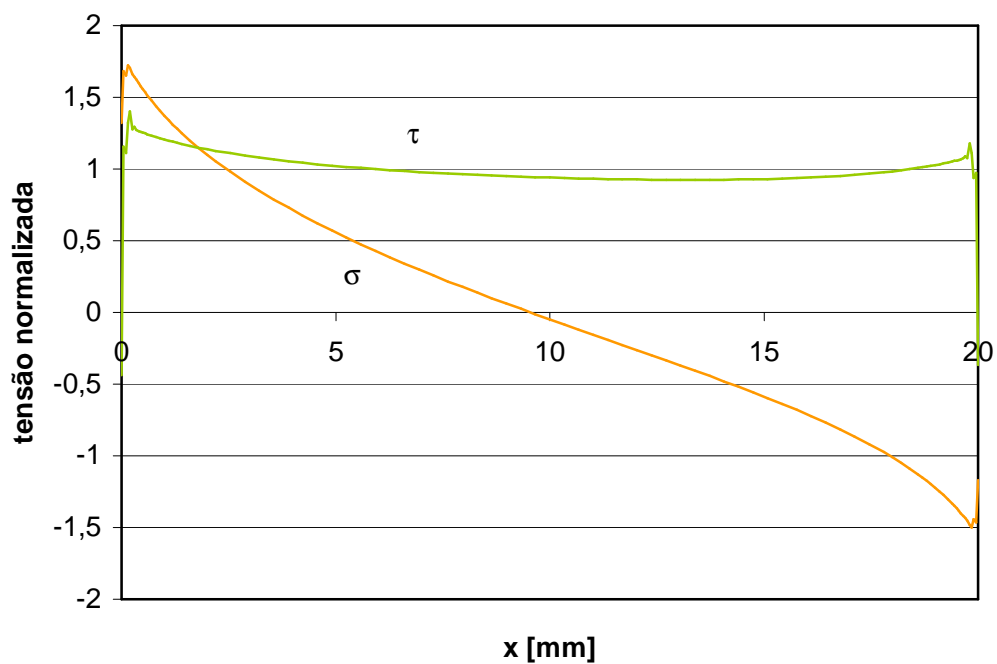


Figura 3.3-15: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSD-AE de sobreposição parcial à tracção.

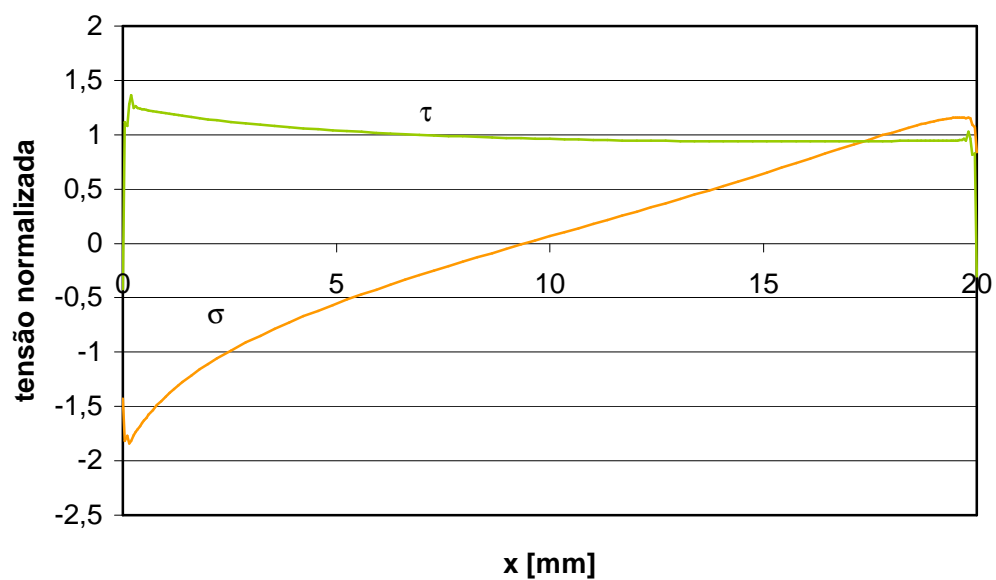


Figura 3.3-16: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSD-AE à compressão.

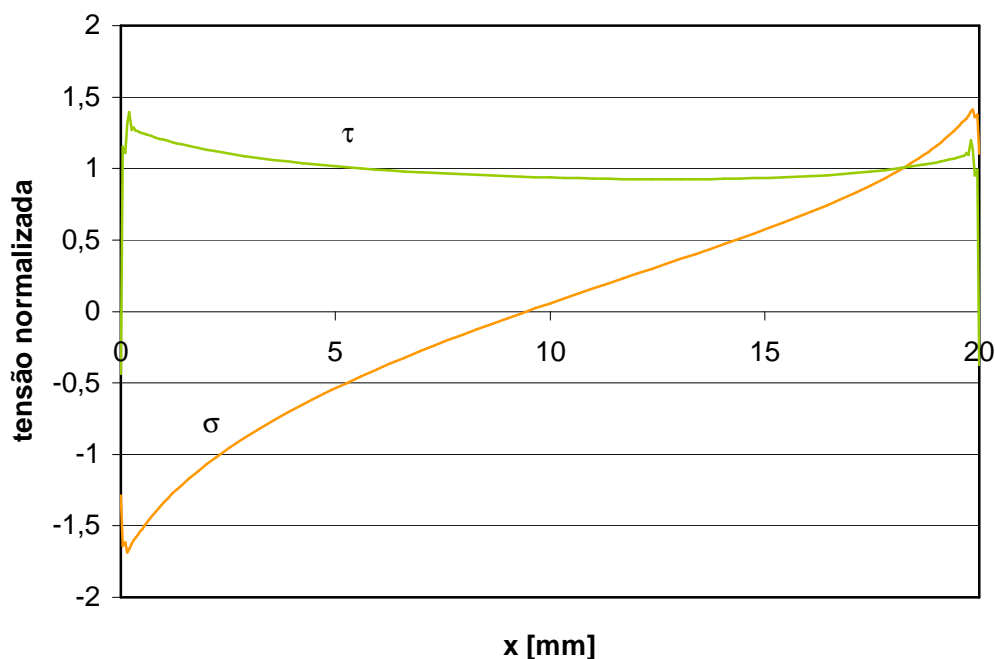


Figura 3.3-17: Distribuições de tensões na camada adesiva do provete JSD-AE de sobreposição parcial à compressão.

É importante referir que não foram realizados ensaios de provetes JSD-AE de sobreposição parcial, mas sim com fendas nas extremidades. De facto, a comparação das figuras 3.3-14 e 3.3-15 e das figuras 3.3-16 e 3.3-17 mostra que não existem diferenças significativas entre os dois tipos de provetes. Nos provetes JSS-AE, porém, a sobreposição parcial resulta em tensões normais junto as bordos razoavelmente inferiores (figuras 3.3-11 e 3.3-12)

Portanto, no que toca aos vários provetes sem fendas, o confronto dos resultados das simulações com os resultados experimentais permite concluir que existe uma relação clara entre a resistência da junta e a concentração de tensões nos bordos, sobretudo de tensões de tracção. Concretamente, seria previsível o seguinte ordenamento de resistências decrescentes:

- JSS-AE de sobreposição parcial ($L = 10$ mm);
- JSS-AE de $L = 10$ mm;
- JSS-AE de $L = 20$ mm;

- JSD-AE à compressão;
- JSD-AE à tracção.

Esta tendência, como se viu em 3.3.1 e 3.3.2, foi geralmente verificada. Naturalmente, as variações de resistência de caso para caso dependem do adesivo, em particular de factores que têm a ver com a ductilidade e consequente formação de zonas plásticas.

No caso dos provetes com fendas, realizou-se ainda uma análise de “Fecho Virtual da fenda” para partição dos modos em termos de G_I e de G_{II} (tabela 3.3-5).

Tabela 3.3-5: Taxas de libertação da energia nos provetes com fendas. P é a carga por unidade de largura. Os bordos A e B do provete JSD-AE são os bordos esquerdo e direito das figuras 3.3-14 a 3.3-17.

Proвете	Carga	Bordo	$G_I/P \cdot 10^6$	$G_{II}/P \cdot 10^6$	G_I/G [%]	G_{II}/G [%]
JSS-AE	tracção		2,01	97,99	1,60	98,40
JSD-AE	tracção	A	3,04	7,02	30,30	69,70
		B	0,00	18,07	0,00	100,00
	compressão	A	0,00	11,92	0,00	100,00
		B	4,52	17,78	20,30	79,70

Tal como tinha sido previsto, no provete JSS-AE, a propagação das fendas é praticamente modo II puro. No caso dos provetes JSD-AE à compressão, não há dúvidas que o bordo direito (B) é crítico, uma vez que G_{II} é maior e que existe uma componente de modo I, devido às cargas de tracção localizadas. Perante cargas de tracção, contudo, não é claro qual é o bordo crítico, pois é sabido que G_{IIc} é substancialmente superior a G_{Ic} .

De qualquer modo, os resultados experimentais mostraram que os efeitos da presença das fendas eram geralmente pequenos. Como já foi referido, uma possível explicação é o facto de estas terem sido geradas com um filme relativamente espesso, que tenha conduzido à formação de zonas plásticas mais extensas. Nos resultados das simulações verificou-se, porém, que o estado de tensão na camada adesiva era praticamente constante. Trata-se por

isso de um assunto a esclarecer em trabalhos futuros nos quais seja avaliado o efeito da espessura dos filmes geradores das pré-fendas.

CAPÍTULO 4

CONCLUSÕES

Neste trabalho foram realizados ensaios de juntas de chapa de aço INOX AISI 304 coladas com dois adesivos epoxídicos (Araldite Standard, Loctite 3450) e com um adesivo acrílico (Loctite 330). As chapas foram geralmente sujeitas apenas a uma operação de desgorduramento antes da colagem, e a espessura da camada adesiva foi mantida sempre em 0,22 mm, graças aos dispositivos utilizados na preparação dos provetes.

O programa de ensaios incluiu ensaios de fractura “Double Cantilever Beam” (DCB), de modo I, e ensaios “End-Notched Flexure” (ENF), de modo II, com o objectivo de determinar os modos de rotura e as taxas críticas de libertação de energia de deformação G_{Ic} e G_{IIc} . Na realidade, não foi possível medir G_{IIc} devido à cedência prematura das chapas. Nos ensaios DCB, problemas na aplicação do método de tratamento de dados original, baseado na Teoria das Vigas Corrigida, levaram à adopção de uma modificação, cuja validade foi comprovada através de uma análise por elementos finitos. Os resultados foram extremamente fracos ($G_{Ic} = 67$ N/m) para os provetes de Araldite Standard, em que

se observou um modo de rotura puramente interfacial. O valor de G_{Ic} deste adesivo mostrou-se fortemente sensível ao estado de superfície, podendo aumentar em média mais de 10 vezes com a aplicação prévia de uma lixa de água, apesar do modo de rotura permanecer interfacial e das dispersões muito elevadas. Com os adesivos Loctite 3450 e 330, foram obtidos valores médios de 270 e 1500 N/m, respectivamente, tendo a rotura sido sempre essencialmente coesiva.

Posteriormente, realizaram-se ensaios de tracção de juntas de sobreposição simples (JSS) de chapa fina (1,6 mm) e de chapa espessa (JSS-AE), bem como ensaios de juntas de sobreposição dupla de chapa espessa (JSD-AE) à tracção e à compressão. Os comprimentos de sobreposição (L) utilizados foram 10 e 20 mm, e, em alguns casos, foram criadas fendas nas extremidades dos provetes. Foram também efectuadas análises por elementos finitos das várias situações de ensaio para melhor interpretação dos resultados experimentais.

A comparação entre as simulações e os resultados experimentais permitiu concluir que as resistências das juntas eram inversamente proporcionais à concentração de tensões de tracção nos bordos. A resistência de juntas coladas é portanto fortemente dependente de efeitos muito localizados, facto também comprovado pela forte influência do filete na resistência de JSS de chapas finas. Isto vem ao encontro das posições de Adams, que recentemente propôs a adopção de critérios de rotura que tenham em conta a natureza local da resistência.

Verificou-se que os provetes colados com Araldite apresentavam resistências muito próximas, por vezes mesmo superiores, às dos provetes Loctite 3450. Constatou-se também que as resistências, expressas em função da sobreposição efectiva, eram pouco sensíveis à presença de fendas, mesmo quando os ensaios envolviam tensões de tracção consideráveis. Os adesivos Loctite apresentaram nos ensaios DCB roturas essencialmente coesivas, enquanto nos ensaios de juntas de sobreposição simples as roturas foram frequentemente interfaciais, sem que isso se traduzisse em baixas resistências. Por conseguinte, os ensaios DCB não parecem dar indicações particularmente rigorosas acerca do comportamento de

juntas de sobreposição. No entanto, há que ter em conta que, neste estudo, as fendas foram geradas com filmes relativamente espessos, facto que pode ter contribuído para aumentar artificialmente as resistências dos provetes com fendas. Na realidade, nos ensaios DCB de provetes de Araldite, obtiveram-se G_{Ic} de iniciação bastante superiores aos de propagação (67 contra 109 N/m), se bem que valores sempre baixos. Trata-se de um aspecto a investigar em trabalhos futuros.

Este trabalho deu também importantes pistas para outros assuntos a estudar e a aprofundar, dos quais destacamos:

- o estudo da influência do estado da superfície nos modos de rotura, na tenacidade e na resistência das juntas, e a consequente definição de tratamentos óptimos;
- o desenvolvimento de novos ensaios de juntas de sobreposição que permitam estudar de forma mais sistemática e quantitativa a influência das concentrações de tensões de corte e de tracção, bem como os efeitos de bordo;
- a utilização de aderentes de alta resistência, de modo a poder estudar situações limite sem risco de cedência plástica dos aderentes.

REFERÊNCIAS

- A1. Adams RD, Wake WC. Structural adhesive joints in engineering. Elsevier Applied Science Publishers 1984.
- A2. Adams RD. Failure strength tests and their limitations. in Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants. ASM 1987.
- A3. Andruet RH, Dillard DA, Holzer SM. Two- and three-dimensional geometrical nonlinear finite elements for analysis of adhesive joints. Int J Adhesion & Adhesives 21(2001): 17-34.
- C1. Ciba Specialty Chemicals. User's guide to adhesives. Publication A17c-GB 1998.
- C2. Clearfield HM, McNamara DK, Davis GD. Surface preparation of metals. in Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants. ASM 1987.
- C3. Critchlow GW, Brewis DM. Review of surface pretreatments for aluminium alloys. Int J Adhesion & Adhesives 16(1996): 255-275.
- C4. Chai H. Shear fracture. Int J Fracture 37(1988): 137-159.

-
- C5. Chai H. The observation of deformation and damage at the tip of cracks in adhesive bonds loaded in shear and assessment of a criterion for fracture. *Int J Fracture* 60(1993): 311-326.
- D1. Digby RP, Packham DE. Pretreatment of aluminium: topography, surface chemistry and adhesive bond durability. *Int J Adhesion & Adhesives* 15(1995): 61-71.
- D2. Davis M, Bond D. Principles and practices of adhesive bonded structural joints and repairs. *Int J Adhesion & Adhesives* 19(1999): 91-105.
- E1. EUROCOMP Design Code Handbook - Structural design of polymers and composites. Edited by John L. Clarke. Chapman and Hall 1986.
- F1. Fernlund G, Spelt JK. Failure load predictions of structural adhesive joints. *Int J Adhesion & Adhesives* 11(1991): 213-227.
- F2. Fernlund G, Spelt JK. Mixed-mode fracture characterization of adhesive joints. *Comp Sci Tech* 50(1994): 441-449.
- F3. Fernlund G, Papini M, McCammond D, Spelt JK. Fracture load predictions for adhesive joints. *Comp Sci Tech* 51(1994): 587-600.
- G1. Gauthier MM. Types of adhesive. in *Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants*. ASM 1987.
- G2. Goland M, Reissner E. Stresses in cemented joints. *J Appl Mech* 66(1944): A17-A27.
- H1. Hagquist J, Meyer FK, Swanson SKM. Adhesives markets and applications. in *Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants*. ASM 1987.

- H2. Hart-Smith LJ. Rating and comparing structural adhesives: a new method. in Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants. ASM 1987.
- I1. Ikegami K, Fujii T, Kawagoe H, Kyogoku H, Motoie K, Nohmo K, Sugibayashi T, Yoshida F. Benchmark tests on adhesive strengths in butt, single and double lap joints and double cantilever beams. *Int J Adhesion & Adhesives* 16(1996): 219-226.
- I2. Ikeda T, Yamashita A, Lee D, Miyazaki N. Failure of a ductile adhesive layer constrained by hard adherends. *J Eng Mat & Tech – Trans ASME* 122(2000): 80-85.
- I3. ISO/DIS 15024. Fibre-reinforced plastic composites - Determination of mode I interlaminar fracture toughness, G_{Ic} , for unidirectionally reinforced materials. 1999.
- K1. Kinloch AJ. Adhesion and Adhesives (Science and Technology). Chapman and Hall 1987.
- M1. Messler RW. The challenges for joining to keep pace with advancing materials and designs. *Materials & Design* 16(1996): 261-269.
- M2. McGrath GC. The performance of adhesive joints – a UK initiative. *Int J Adhesion & Adhesives* 17(1997): 339-343.
- O1. O'Brien TK. Composite interlaminar shear fracture toughness, G_{IIc} : shear measurement or sheer myth? *ASTM STP 1330*, 1998, p.3-18.
- P1. Papini M, Fernlund G, Spelt JK. Effect of crack-growth mechanism on the prediction of fracture load of adhesive joints. *Comp Sci Tech* 51(1994): 561-570.
- P2. Pradham SC, Iyengar NGR, Kishore NN. Finite Element analysis of crack growth in adhesively bonded joints. *Int J Adhesion & Adhesives* 15(1995): 33-41.

-
- P3. Piggott MR. Why the fibre/polymer interface can appear to be stronger than the polymer matrix. *Comp Sci Tech* 57(1997): 853-857.
- P4. Protocols for interlaminar fracture testing of composites. European Structural Integrity Society (ESIS), Edited by P. Davies, 1993.
- R1. Reedy ED, Guess TR. Additional interface corner toughness data for an adhesively bonded butt joint. *Int J Fract* 98(1999): 3-8.
- S1. Sancaktar E, Gomatam R. A study on the effects of surface roughness on the strength of single lap joints. *J Adhesion Sci Tech* 15(2001): 97.
- T1. Towse A, Potter KD, Wisnom MR, Adams RD. The sensitivity of a Weibul failure criterion to singularity strength and local geometry variations. *Int J Adhesion & Adhesives* 19(1999): 71-82.
- W1. Wahab MMA. On the use of fracture mechanics in designing a single lap adhesive joint. *J Adhesion Sci Tech* 14(2000): 851.
- W2. Williams JG. End corrections for orthotropic DCB specimens. *Comp Sci Tech* 35(1989): 367-376.
- Z1. Zalucha DJ, Wax SCJ. Adhesives and Adhesion. in *Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants*. ASM 1987.